ZESZYTY NAUKOWE POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ

Paweł SOWA

IDENTYFIKACJA UKŁADÓW PRZESYŁOWYCH PODCZAS ZŁOŻONYCH ZAKŁÓCEŃ NIEJEDNOCZESNYCH



50 – LECIE POLITECHNIKI ŚLĄSKIEJ

1.3347 96

ELEKTRYKA Z. 151

GLIWICE 1996

POLITECHNIKA ŚLĄSKA

Nr 1323

P. 3342100

Paweł SOWA

IDENTYFIKACJA UKŁADÓW PRZESYŁOWYCH PODCZAS ZŁOŻONYCH ZAKŁÓCEŃ NIEJEDNOCZESNYCH

OPINIODAWCY

Prof. dr hab. inż. Kazimierz Kinsner Prof. dr hab. Zbigniew Kowalski

KOLEGIUM REDAKCYJNE

REDAKTOR NACZELNY - Prof. dr hab. inż. Jan Bandrowski **REDAKTOR DZIAŁU** SEKRETARZ REDAKCJI ----

Doc. dr inż. Zofia Cichowska

Mgr Elżbieta Leśko

REDAKCJA

Mgr Anna Błażkiewicz

REDAKCJA TECHNICZNA Alicja Nowacka

Wydano za zgodą Rektora Politechniki Śląskiej

PL ISSN 0072-4688

Wydawnictwo Politechniki Śląskiej

ul. Kujawska 3, 44-100 Gliwice

Nakład 110+83 egz. Ark. wyd. 12. Ark. druk. 11,625. Papier offset. kl. III 70x100, 80g Podpisano i oddano do druku 26.04.1996 r. Druk ukończono w maju 1996 r. Zam. 21/96 Cena zł 12,00

Fotokopie, druk i oprawę wykonano w UKiP sc, Gliwice, ul. Pszczyńska 44

SPIS TREŚCI

1.

2.

	WSTĘP	
	KONSTRUKC,	JA DYNAMICZNYCH UKŁADÓW ZASTĘPCZYCH
PODCZAS REDUKCJI UKŁADU ORYGINALNEGO		
2.1. Uzasadnienie konieczności konstrukcji układów zredukowanych		
2.2. Kryterium identyfikacji parametrów układu zredukowanego		
	2.2.1. Meto	da najmniejszych kwadratów
	2.2.1.1.	Kryterium wrażliwości
	2.2.1.2.	Uwarunkowanie skuteczności kryterium dla optymalizacji
		identyfikowanych parametrów
	2.2.1.3.	Praktyczne aspekty wykorzystania kryterium najmniejszych
		kwadratów
	2.2.2. Zmoo	lyfikowane kryterium quasi-Newtona
	2.2.2.1.	Możliwości wykorzystania metod "Newtonopochodnych" 34
	2.2.2.2.	Warunki konieczne modyfikacji metody quasi-Newtona
		do zastosowania w elektroenergetyce
	2.2.2.3.	Strategia dla możliwości zastosowania zmodyfikowanej metody
		quasi-Newtona
	2.2.2.4.	Algorytm zmodyfikowanej metody quasi-Newtona
	2.2.2.5.	Identyfikacja parametrów układu zastępczego
		za pomocą opisywanej metody 44
	2.2.3. Bezgr	adientowe kryterium Powella 46
	2.2.3.1.	Poszukiwanie minimum funkcji w warunkach ograniczeń 47
	2.2.3.2.	Identyfikacja parametrów schematu zastępczego
		za pomocą metody bezgradientowej Powella 49
	2.3. Identyfikae	cja parametrów układów zredukowanych dla analizy stanów
	przejściow	ych o wysokim poziomie składowych swobodnych
	wyższej cze	çstotliwości
	2.4. Identyfikad	cja parametrów układów zredukowanych dla analizy stanów
	przejściow	ych nie zawierających składowych swobodnych wyższej
	częstotliwo	ści
	25 Ilwagi koń	65

3. OPTYMALNY MODEL LINII PRZESYŁOWEJ W.N. W STANACH
ZAKŁÓCENIOWYCH
3.1. Zależność parametrów linii od częstotliwości
3.2. Modelowanie linii z uwzględnieniem wpływu wyższych częstotliwości 73
3.2.1. Odwzorowanie parametrami skupionymi
3.2.2. Modelowanie za pomocą parametrów rozłożonych
3.3. Uzasadnienie konieczności odwzorowania zjawiska naskórkowości 79
3.4. Warunki i możliwości uwzględnienia wpływu ulotu dynamicznego
w modelu linii
3.4.1. Matematyczny model ulotu
3.4.2. Model linii z uwzględnieniem wpływu ulotu dynamicznego
3.4.3. Badania testujące model linii z uwzględnieniem wpływu ulotu
dynamicznego
3.5. Uwagi końcowe
4. MODEL ZAKŁÓCENIA
4.1. Uwagi wstępne
4.2. Model matematyczny dynamicznego łuku elektrycznego
4.3. Nieliniowy model statyczny łuku elektrycznego
4.4. Uwagi końcowe
5. WERYFIKACJA POMIAROWA
5.1. Możliwości i warunki weryfikacji badań numerycznych
5.2. Weryfikacja modelu układu dla analizy stanów przejściowych o wysokim
poziomie składowych swobodnych wyższej częstotliwości 102
5.3. Weryfikacja modelu układu dla analizy stanów przejściowych o niskim
poziomie składowych swobodnych wyższej częstotliwości 105
5.4. Uwagi końcowe
6. ANALIZA STANÓW PRZEJŚCIOWYCH W UKŁADACH
PRZESYŁOWYCH PODCZAS ZŁOŻONYCH ZAKŁÓCEŃ
ZWARCIOWYCH
6.1. Znaczenie składowych swobodnych podczas zakłóceń 107
6.2. Prądy zwarciowe podczas zakłóceń niejednoczesnych 109
6.2.1. Zmiana wartości prądów szczytowych 109

6.2.2. Zanik przejścia przez zero w przebiegu prądowym podczas zwarć
niejednoczesnych 115
6.2.3. Przykład możliwości osiągnięcia minimum lokalnego podczas
identyfikacji parametrów układów zastępczych
6.3. Przepięcia podczas zakłóceń niejednoczesnych 121
6.3.1. Uwagi wstępne 121
6.3.2. Wpływ niejednoczesności zakłóceń 123
6.3.3. Przepięcia w liniach przesyłowych o różnych poziomach napięć
pracujących na tych samych konstrukcjach wsporczych
6.4. Uwagi końcowe
7. PODSUMOWANIE I WNIOSKI
LITERATURA
ZAŁĄCZNIK
A.1. Przykłady modyfikacji parametrów schematów zastępczych 151
A.1.1. Rozwinięcie przykładu z rozdziału 2.2.1.3 - metoda
najmniejszych kwadratów 151
A.1.2. Uzupełnienie rozdziału 2.2.2.4 - uproszczony algorytm metody
quasi-Newtona
A.1.3. Uzupełnienie przykładu z rozdziału 2.2.2.5 - metoda quasi-Newtona 158
A.1.4. Uzupełnienie przykładu z rozdziału 2.2.3.2
B.1. Parametry linii wysokich napięć 165
B.2. Informacje uzupełniające o weryfikacji pomiarowej proponowanych
i wykorzystywanych modeli układu oraz metod identyfikacji parametrów 172
C.1. Przykłady przebiegów prądów bez przejścia przez zero podczas zwarć
niejednoczesnych
C.2. Przepięcia w badanym układzie podczas zwarć niejednoczesnych 178
STRESZCZENIA

Annual local sectors in a sector of the sect

CONTENTS

1. INTRODUCTION			
2. CONSTRUCTION OF DYNAMIC EQUIVALENTS DURING REDUCTION OF			
FULL SYSTEM			
2.1. Justification of necessity of the reducted systems construction			
2.2. Criterion of reduced system parameters identification			
2.2.1. Least square method			
2.2.1.1. Sensitivity criterion			
2.2.1.2. Condition of the criterion efficiency for the optimization			
of identified parameters			
2.2.1.3. Practical aspects of the least square criterion application			
2.2.2. Modified quasi-Newton criterion			
2.2.2.1. Possibilities of the "Newton-like" methods application			
2.2.2.2. Necessary conditions of the quasi-Newton method modification			
for use in electrical power engineering			
2.2.2.3. Strategy for the possibility of use of modified			
quasi-Newton method			
2.2.2.4. Algorithm of modified quasi-Newton method			
2.2.2.5. Parameter identification of equivalent system with help			
of described method			
2.2.3. Gradientless Powell criterion 46			
2.2.3.1. Search of function minima in restriction conditions			
2.2.3.2. Parameter identification of equivalent system on the base			
of gradientless Powell method			
2.3. Parameter identification of reduced system for analysis of transients			
with high level of high frequency components			
2.4. Parameter identification of reduced system for analysis of transients			
without high frequency components			
2.5. Final remarks			
3. OPTIMUM HIGH VOLTAGE TRANSMISSION LINE MODEL UNDER			
FAULT CONDITIONS			

3.1. Frequency dependence of line parameters
3.2. Line model with frequency-dependent parameters consideration
3.2.1. Lumped parameter representation
3.2.2. Distributed parameter model
3.3. Justification of skin-effect representation
3.4. Conditions and possibilities of dynamic corona influence consideration
in the line model
3.4.1. Mathematical corona model
3.4.2. Line model with dynamic corona influence consideration
3.4.3. Line model test investigations with dynamic corona influence
consideration
3.5. Final remarks
4. FAULT MODEL
4.1. Introduction
4.2. Mathematical model of dynamic electrical arc
4.3. Nonlinear static model of electrical arc
4.4. Final remarks
5. MEASUREMENT VERIFICATION
5.1. Possibilities and conditions of numerical investigation verification 101
5.2. Model system verification for analysis of transients with high level
of high frequency components 102
5.3. Model system verification for analysis of transients with low level
of high frequency components
5.4. Final remarks
6. TRANSIENTS ANALYSIS IN TRANSMISSION SYSTEMS DURING
COMPLEX FAULTS
6.1. Free components importance during faults
6.2. Short circuit currents during non-simultaneous faults
6.2.1. Change of currents peak values 109
6.2.2. Delayed zeros in transient current waveform during
non-simultaneous faults 115

INHALTSVERZEICHNIS

WÄHREND REDUKTION DES ORIGINALSYSTEMS 19

2.1. Begründung der Notwendigkeit der Bildung von reduzierten Systeme ... 192.2. Kriterium der Parameter-Identifikation des reduzierten Systems 20

EINLEITUNG

BILDUNG DYNAMISCHEN ERSATZNETZSTRUKTUREN

2.

6.2.3. Example	of possibility of local minima achievement during equivalent
systems	parameters identification 119
6.3. Overvoltages	during non-simultaneous faults 121
6.3.1. Introduc	tion
6.3.2. Influence	e of faults non-simultaneity 123
6.3.3. Overvolt	ages in transmission lines with different high-voltage
level wor	king on the same tower construction 129
6.4. Final remarks	
7. CONCLUSIONS	5
REFERENCES	
APPENDIX	
A.1 Examples of par	ameter modification of equivalent systems
A.1.1 Extension of	f example from chap. 2.2.1.3 - least-square criterion 151
A.1.2 Supplement	to chap. 2.2.2.4 - simplified algorithm
of quasi-Ne	wton method
A.1.3 Supplement	to chap. 2.2.2.5 - quasi-Newton method 158
A.1.4 Supplement	to chap. 2.2.3.2
B.1 Parameters of hi	gh voltage transmission line
B.2 Supplementary in	nformation about measurements verification of proposed
and used system	models and parameter identification method
C.1 Examples of curr	ent waveforms with delayed zeros during
non-simultaneous	faults
C.2 Overvoltages in i	nvestigated system during non-simultaneous faults 178
SUMMARY	

2.2.1.2. Bedingung der Wirksamkeit des Optimierungskriteriums 2.2.1.3. Praktische Aspekte der Anwendung der Kriterium der 2.2.2.1. Anwendungsmöglichkeiten der "Newtontyp"-Methoden 34 2.2.2.2. Notwendige Bedingungen der Modifikation der Quasi-Newton 2.2.2.3. Strategie für die Möglichkeit der Anwendung der 2.2.2.4. Algorithmus der modifizierten Quasi-Newton-Methode 42 2.2.2.5. Identifikation der Parameter des Äquivalents mit Hilfe der 2.2.3.1. Suche das Minimum der Funktion bei Restriktionen 47 2.2.3.2. Identifikation der Parameter des Äquivalents mit ableitungsfreien Powellverfahren 2.3. Identifikation der Parameter des Äquivalents für die Analyse von transienten Vorgängen mit hochen Niveau der hochfrequenten 2.4. Identifikation der Parameter des Äquivalents für die Analyse

3.	3. OPTIMALES MODELL DER HOCHSPANNUNGSÜBERTRAGUNGSLEITUNG				
	IN DEN FEHLERZUSTÄNDEN				
	3.1. Frequenzabhähgigkeit der Leitungsparameter				
	3.2. Leitungsnachbildung mit Berücksichtigung des Einflusses				
	der höhen Frequenzen				
	3.2.1. Nachbildung mit den konzentrierten Parametern				
	3.2.2. Modellierung mit den homogenen Parametern				
-	3.3. Begründung der Notwendigkeit der Nachbildung des Skineffekts 79				
-	3.4. Bedingungen und Möglichkeiten der Berücksichtigung des Einflußes				
	der dynamischen Korona in Leitungsmodell				
	3.4.1. Mathematische Nachbildung von Korona				
	3.4.2. Leitungsmodell mit Berücksichtigung des Einflußes				
	der dynamischen Korona				
	3.4.3. Die Untersuchungen zu dem Test des Leitungsmodell				
	mit Berücksichtigung des Einflußes der dynamischen Korona 90				
3.5.	Schlußbemerkungen				
4. F	TEHLERMODELL 93				
4.1.	Vorbemerkungen				
4.2.	Mathematisches Modell des dynamischen elektrischen Lichtbogens 94				
4.3.	Das nichtlineare statische Modell des elektrischen Lichtbogens				
4.4.	Schlußbemerkungen 100				
5. N	TESSVERIFIKATION				
5.1.	Möglichkeiten und Bedingungen der Verifikation der numerischen				
	Untersuchungen				
5.2.	Verifikation des Systemsmodells für die Analyse der transienten Vorgängen				
	mit hochen Niveau der hochfrequenten Schwingungen 102				
5.3.	Verifikation des Systemsmodells für die Analyse der transienten Vorgängen				
	ohne hochfrequenten Schwingungen 105				
5.4.	Schlußbemerkungen				

	1	1	
-	Ł	T	-

6. ANALYSE VON AUSGLEICHSVORGÄNGEN IN DEN	
ÜBERTRAGUNGSLEITUNGEN WÄHREND KOMPLEXEN	
KURZSCHLUSSFEHLERN 10'	7
6.1. Bedeutung der Ausgleichskomponenten bei Fehlern 10'	7
6.2. Kurzschlußströme während der nichtgleichzeitigen Fehler 10	9
6.2.1. Die Änderung der Werte der Kurzschlußströme 10	9
6.2.2. Ausbleibende Stromnulldurchgänge während nicht gleichzeitigen	
Kurzschlüssen 11.	5
6.2.3. Beispiel der Möglichkeit des Erhalts ein lokales Minimum	
während der Identifikation der Parameter des Äquivalents 11	9
6.3. Überspannungen während der nichtgleichzeitigen Kurzschlüssen 12	1
6.3.1. Vorbemerkungen 12	1
6.3.2. Einfluß der Nichtgleichzeitigkeit der Fehler 12	3
6.3.3. Überspannungen in der Übertragungsleitungen mit verschiedenen	
Spannungsniveau arbeitenden auf dieselben Maßstäbe 12	9
6.4. Schlußbemerkungen 13	5
7. ZUSAMMENFASSUNG UND SCHLUSSFOLGERUNGEN	7
LITERATURVERZEICHNIS 14	4
ANHANG	
A.1. Beispiele der Modifizierung der Parameter der Äquivalente 15	1
A.1.1. Erweiterung des Beispiels vom Kap. 2.2.1.3 - Kriterium der	
kleinsten Quadrate 15	1
A.1.2. Ergänzung des Kapitels 2.2.2.4 - vereinfachte Algorithmus	
des Quasi-Newton-Verfahrens 15	8
A.1.3. Ergänzung des Beispiels vom Kap. 2.2.2.5 - Quasi-Newtona-Verfahren 15	8
A.1.4. Ergänzung des Beispiels vom Kap. 2.2.3.2	2
B.1. Parameter von Hochspannungsleitungen 16	5
B.2. Ergänzungsinformationen über Meßverification der vorgeschlagenen	
und benutzten Modelle und Identifikationsverfahren der Parameter 17	2
C.1. Beispiele der ausbleibenden Stromnulldurchgänge während der nicht-	
gleichzeitigen Kurzschlüsse 17	5

C.2.	Überspannungen in dem untersuchten System während der nicht-	
	gleichzeitigen Kurzschlüsse	178
ZUSAMI	MENFASSUNG	180

1. WSTĘP

Opracowanie niniejsze dotyczy identyfikacji oraz interpretacji sygnałów prądowych i napięciowych podczas złożonych zakłóceń niejednoczesnych w systemie elektroenergetycznym. Obejmuje ono wątki tematyczne dotyczące zarówno poszukiwania optymalnego modelu układu podczas złożonych zakłóceń, jak również analizę uzyskiwanych wyników.

Opracowanie obejmuje trzy grupy zagadnień związanych z identyfikacją układów przesyłowych podczas zakłóceń złożonych w systemie. Pierwsza z nich dotyczy identyfikacji parametrów zredukowanych układów zastępczych odwzorowujących złożone układy elektroenergetyczne. Druga grupa zagadnień to wybór odwzorowania zakłóceń oraz weryfikacja proponowanych metod i modeli. Ostatnia grupa tematyczna związana jest bezpośrednio z interpretacją wyników analizy uzyskanych w układach zmodyfikowanych. Motywem podjęcia i prowadzenia prac nad tymi zagadnieniami jest istnienie wśród naukowców, zaimujących się problematyką stanów nieustalonych podczas zakłóceń w liniach przesyłowych, głębokich różnic dotyczących odwzorowania układu oraz interpretacji sygnałów, wynikających zarówno ze sposobu rozwiązywania, jak również rodzaju podejścia (deterministycznego lub probabilistycznego) do tego zagadnienia. Istnienie tych rozbieżności jest oczywistym wynikiem trudności, na jakie napotyka podczas badań zjawisk przejściowych identyfikacja i modyfikacja schematów zastępczych powstałych przez redukcję układów pierwotnych. Oceniając aktualny stan zaawansowania badań w tej dziedzinie można wysunąć tezę, że nie spełniają one w tym zakresie wymagań.

Zainteresowanie autora zakłóceniami niejednoczesnymi w układach przesyłowych najwyższych napięć dotyczyło pierwotnie (od 1978 r.) zagadnienia wzrostu współczynnika szczytu zdefiniowanego w 1959 r. przez Z.Cioka [CI1] podczas trójfazowych zwarć niejednoczesnych. W chwili podjęcia przez autora badań istotnym utrudnieniem pozwalającym na tylko nieznaczne poszerzenie zakresu analizy był brak zarówno odpowiednich modeli układu, jak i narzędzi matematycznych. Początkowe obliczenia prowadzono za pomocą maszyn analogowych [SO1, BO1, LA1], rozszerzając badania o analizę sygnałów napięciowych w liniach najwyższych napięć dwustronnie zasilanych. Podobne badania w tym czasie dla tak prostych układów prowadzono dla zwarć jednoczesnych. Zastanawiające jest bardzo niewielkie zainteresowanie w publikacjach

autorów zagranicznych zakłóceniami niejednoczesnymi, przy czym nawet ci nieliczni ograniczali analizę do badania prądów szczytowych [NO1, TS1, GO1], natomiast alarmujące wyniki dotyczące możliwości występowania braku przejścia przez zero w przebiegach prądowych - nawet przez kilka okresów - traktowane były jako mało prawdopodobne. Badania statystyczne dotyczące tych ekstremalnych przypadków ograniczone były przez błędne założenie, że stosunek X_0/X_1 dla badanego układu jest/będzie zawsze większy od zera [KU3]. Do nielicznych wyjątków należały prace krajowe [CI1, KA1]. Należy podkreślić, że badania statystyczne w sieci krajowej wykazały tendencję wzrostową występowania w punktach węzłowych stosunku $X_0/X_1 < 1$ [BŁ1].

Z uwagi na wymienione wyżej trudności badania początkowe autora szły w kierunku znalezienia optymalnego modelu linii przesyłowej [SI1]. W pierwotnym modelu linii przesyłowej, opartym na szeregowym połączeniu trójfazowych członów zawierających parametry skupione, zakładano na podstawie wielu wcześniejszych teoretycznych rozważań literaturowych, że wraz ze wzrostem liczby tych członów dokładniejsze będą rezultaty obliczeń. Przy zastosowaniu maszyny analogowej o ograniczonej pojemności, wynikającej z będącej do dyspozycji ilości elementów operacyjnych maszyny oraz omawianego modelu z oczekiwanym wzrostem dokładności następującym po zwiększeniu pojemności maszyny, wyprowadzenie optymalnego modelu linii będącego kompromisem pomiędzy możliwościami oraz wymaganą dokładnością okazało się niemożliwe do osiągnięcia. Zamierzenia te okazały się realne wraz z rozwojem techniki mikrokomputerowej oraz rozszerzającym się dostępem autora do ośrodków naukowych wyposażonych w odpowiednie narzędzia obliczeniowe [BO8, SO7].

W przypadku traktowania mechanicznej niejednoczesności załączania poszczególnych biegunów wyłącznika jako przyczyny powstawania zakłóceń niejednoczesnych odwzorowanie zakłócenia jest sprawą prostą. Model zakłócenia komplikuje się w przypadku analizowania zwarć spowodowanych przez łuk elektryczny, gdy konieczne staje się uwzględnienie nieliniowej charakterystyki dynamicznej łuku. Od pierwszych badań laboratoryjnych prowadzonych w 1946 roku przez Stroma [ST1] nie udało się stworzyć dokładnego modelu matematycznego możliwego do rozwiązania za pomocą maszyny cyfrowej. Nieliczne próby numerycznych badań łukowych zwarć jednoczesnych oparte były na modyfikacji siódmego rzędu podstawowej charakterystyki łuku zwarciowego [CO1] lub na tzw. charakterystyce znormalizowanej [JO1]. Bardzo dokładne odwzorowanie charakterystyki uzyskał autor za pomocą modelu analogowego [BO3], jednak w świetle przytoczonych powyżej uwag połączenie wiernego modelu łuku z prostym odwzorowaniem układów złożonych nie stanowiło dobrego rozwiązania problemu. Późniejsze próby autora polegające na konstrukcji modelu hybrydowego (model analogowy łuku, model cyfrowy układu) [SO2, SO4] zostały następnie porzucone po uzyskaniu prawie identycznych wyników badań za pomocą dynamicznego modelu łuku oraz modelu nieliniowego uproszczonego wyłącznie na modelu cyfrowym [BO5, BO6]. Wniosek ten, aczkolwiek nie dający się uogólnić na inne dziedziny badań w układzie, pozwolił na znaczne rozszerzenie zakresu badań.

Początkowa analiza obliczeniowa, już z wykorzystaniem techniki cyfrowej, prowadzona była w oparciu o własny program mikrokomputerowy [BO2]. Późniejszy dostęp do programów użytkowych *EMTP* [EM1] oraz *NETOMAC* [KU1] pozwolił na przeprowadzenie obliczeń porównawczych. Jedną ze słabości tych programów - w tym czasie - było występowanie w układach zawierających parametry skupione oscylacji numerycznych fałszujących wyniki [BR1]. W konsekwencji pierwotne poszukiwania optymalnego modelu linii dla analizy stanów przejściowych prowadzone były tylko za pomocą programu własnego [BO8, SO10].

Analityczne określanie wartości prądów podczas zwarć niejednoczesnych, podane w niektórych publikacjach, dotyczyło tylko prostych układów. Z uwagi na fakt, że zebranie wszystkich szczegółowych danych dla poszczególnych elementów układu złożonego nie jest możliwe (ani nawet sensowne), ogromnego znaczenia nabiera właściwie przeprowadzona redukcja układu zasilającego badany obiekt w systemie. Oczywiście, może powstać pytanie, po co w ogóle przeprowadzać redukcję układu, skoro mamy do dyspozycji określoną ilość programów użytkowych, za pomocą których można przeprowadzić obliczenia w układach zawierających kilka tysięcy węzłów. Przeprowadzanie obliczeń w układzie rozbudowanym - oryginalnym zawsze będzie związane z wątpliwościami dotyczącymi celowości dokładnego modelowania każdego z elementów lub zakresu uproszczeń układu oraz ich wpływu na wiarygodność otrzymywanych wyników.

Metody redukcji złożonych układów dla analizy w stanach ustalonych są w literaturze dobrze opracowane. W wielu pracach zagranicznych [KI1], [DO2], [MO1] oraz niektórych krajowych [KA2] dokonano próby opracowania takiej metody również dla analizy stanów nieustalonych. Dla badania zjawisk przejściowych redukcja układu związana jest zawsze

z prawidłowym doborem parametrów schematu zastępczego. Dla systemów, w których mają być prowadzone badania stanów przejściowych, brak jest uogólnionego kryterium, na podstawie którego można by z góry określić strukturę zredukowanego schematu zastępczego.

Uogólniony schemat zastępczy dla określonej grupy przypadków zaproponowany w [MO1] dla programu EMTP, nie stanowi optymalnego rozwiązania problemu redukcji złożonego układu zasilającego. Przeprowadzone przez autora badania testowe dla tego układu [SO6, SO8] przyniosły wprawdzie zadowalające rezultaty jakościowe, jednak liczba elementów w układzie zredukowanym oraz oryginalnym była zbliżona, co przekreśliło sens przeprowadzania redukcji układu pierwotnego.

Założony schemat zastępczy - ściślej jego struktura - ma wprawdzie znaczący wpływ na szybkość obliczeń, jednak decydującym czynnikiem akceptującym tę strukturę jest identyfikacja parametrów tego schematu. Dokonując przeglądu metod optymalizacji proponowanych dla układów regulacyjnych, przeprowadzono badania testowe umożliwiające opracowanie koncepcji wyjściowej dla identyfikacji parametrów układów zredukowanych do analizy zakłóceń niejednoczesnych. W wyniku tego w niniejszej pracy zaprezentowano wyniki badań w oparciu o zmodyfikowane, zdaniem autora najbardziej efektywne dla analizowanego problemu, metody optymalizacji.

Najtrudniejszą, jak również najważniejszą sprawą podczas analizy zjawisk niejednoczesnych w systemie elektroenergetycznym jest weryfikacja uzyskanych rezultatów. Posługiwanie się bardzo często w literaturze argumentem wykorzystania znanych programów użytkowych, np. EMTP jako sprawdzonych nie miało w opisywanych badaniach większego znaczenia z uwagi na brak w tych programach pełnych zweryfikowanych modeli zarówno zakłócenia, jak i elementów układu. Przeprowadzenie pomiarów w układzie rzeczywistym jest utrudnione zarówno ze względu na konieczność uzyskania odpowiednich zezwoleń na przeprowadzenie zwarć, jak również z uwagi na konieczność przygotowania do tych celów drogiej aparatury pomiarowej. Przyczyny te powodowały, że bardzo nieliczne wyniki obliczeń w badaniach literaturowych były weryfikowane pomiarowo. Weryfikacja wyników badań prezentowanych w niniejszej pracy prowadzona była z tych powodów "od końca", tj. dla dokonanych pierwotnie pomiarów przeprowadzono obliczenia odwzorowując dokładnie warunki panujące w układzie rzeczywistym [SO9]. W następstwie przytoczonych rozważań można wyodrębnić zasadnicze tezy wyznaczające zarazem podstawowe cele niniejszej pracy:

- Dla każdego przesyłowego układu elektroenergetycznego, w którym mają być przeprowadzone obliczenia elektromagnetycznych przebiegów przejściowych podczas złożonych zakłóceń niejednoczesnych, istnieje możliwość określenia zastępczego schematu, dzięki któremu przebiegi te odwzorowywane będą identycznie jak w układzie niezredukowanym. Jednym z celów pracy było zatem opracowanie optymalnego modelu układu przesyłowego, który przy wykorzystaniu odpowiedniego programu komputerowego powinien stanowić właściwe narzędzie do analizy stanów przejściowych sygnałów napięciowych i prądowych dla urządzeń elektroenergetycznej automatyki zabezpieczeniowej. Identyfikacja parametrów takiego schematu powinna być przeprowadzona za pomocą odpowiedniej metody optymalizacji.
- Istnieją dodatkowe czynniki wskazujące na niesłuszność pomijania zjawiska niejednoczesności zakłóceń w układach przesyłowych. Do wykazania słuszności tej tezy konieczna była interpretacja wyników analizy przeprowadzonej na opracowanym modelu, z punktu widzenia ich wiarygodności oraz w odniesieniu do rezultatów otrzymywanych przy założeniu jednoczesności zakłóceń.

W przeciwieństwie do modeli układów zastępczych konstruowanych na potrzeby analizy przebiegów elektromechanicznych, dla których identyfikacja parametrów jest właściwie bezproblemowa, bezpośrednie wykorzystanie któregokolwiek z tych modeli podczas analizy zjawisk elektromagnetycznych nie jest właściwe i może powodować błędne rezultaty. Jest to szczególnie widoczne dla przebiegów zawierających wysoki poziom składowych swobodnych wyższej częstotliwości (p.2.3.1). Osiągnięcie zatem pierwszego z wytyczonych celów niniejszej pracy wymagało opracowania nowego kryterium identyfikacji parametrów schematu zastępczego, przy czym - zdaniem autora - najkorzystniejsza była modyfikacja tego z dostępnych kryteriów, którego zastosowanie w fazie wstępnej przyniosło najlepsze rezultaty.

Układ pracy wynika z kolejności wymienionych celów pracy. W rozdziale drugim dokonuje się wyboru metody - kryterium identyfikacji parametrów schematu zastępczego, przeznaczonego do modyfikacji. Celem łatwego wyjaśnienia zasad identyfikacji założono na początku prosty układ zastępczy składający się z rezystancji i reaktancji. Badania następnie rozszerzono o inne, bardziej złożone struktury. Rozdział trzeci poświęcony modelowi linii, w której prowadzono badania, a zatem nie podlegającemu redukcji, zawiera analizę poszukiwania optymalnego odwzorowania dla celów badań przebiegów

przejściowych podczas zakłóceń niejednoczesnych. Model linii powinien mieć postać rozbudowaną, konieczną z punktu widzenia dokładności obliczeń, przy jednoczesnych dopuszczalnych uproszczeniach, możliwych z uwagi na pomijalny wpływ pozostałych parametrów. W rozdziale czwartym rozważono model łuku zwarciowego, stanowiącego odwzorowanie jednej z przyczyn niejednoczesności zakłócenia. Przeanalizowane zostały modele łuku statycznego oraz dynamicznego. Rozdział piąty, dotyczący weryfikacji opracowanego modelu układu elektroenergetycznego, obejmuje analizę porównawczą rezultatów pomiarów zwarciowych z wynikami obliczeń numerycznych. Weryfikacja dotyczyła zarówno odwzorowania linii przesyłowej, jak i układu zastępczego zredukowane-go - tym samym propowanego kryterium identyfikacji parametrów tego układu. W rozdziale szóstym przedstawiono wyniki szcrokiego zakresu analizy dotyczącej wpływu niejednoczesności zakłóceń na przebiegi chwilowe oraz wartości maksymalne prądów i napięć. Rozdział siódmy stanowi podsumowanie wyników analiz w niniejszej pracy.

- W pracy przyjęto szereg założeń upraszczających, z których najważniejsze to:
 - badane będą stany przejściowe w zakresie "milisekundowym", tj. zawierające składowe swobodne o częstotliwości poniżej 100 kHz,
 - z uwagi na pomijalnie mały wpływ, jaki ma na wyniki badań przebiegów przejściowych - w tym zakresie - niejednorodność gruntu, założono niezmienną rezystancję gruntu,
- przyjęto zerowe wartości rezystancji uziemień roboczych,
- analizowane są układy przesyłowe o skutecznie uziemionym punkcie zerowym,
- pomija się przejściowe zjawiska fizyczne i chemiczne występujące w obszarze styczności łączników.

Pozostałe założenia upraszczające odnoszące się do konkretnego problemu szczegółowego opisane są w odpowiednich rozdziałach pracy.

2. KONSTRUKCJA DYNAMICZNYCH UKŁADÓW ZASTĘPCZYCH PODCZAS REDUKCJI UKŁADU ORYGINALNEGO

2.1. Uzasadnienie konieczności konstrukcji układów zredukowanych

Dla przeprowadzenia szybkiej diagnozy układu podczas zakłóceń złożoność struktury badanej sieci odgrywa istotną rolę, zarówno z uwagi na żmudność, jak i czas prowadzonych analiz. Powszechnie stosowana zasada pokazana ideowo na rysunku 2.1, gdy część układu jest odwzorowywana dokładnie z uwzględnieniem wszystkich czynników wpływających na wynik obliczeń (rdzeń układu) oraz pozostałymi częściami układu odwzorowanymi za pomocą schematów zastępczych, nie jest najczęściej poprzedzona badaniem prawidłowości przyjętej struktury schematu zastępczego oraz dokładności założonych parametrów tego układu lub przynajmniej ich wpływu na otrzymywane wyniki.



Programy komputerowe - użytkowe będące do dyspozycji podczas analizy stanów przejściowych w układach elektroenergetycznych pozwalają na przeprowadzanie obliczeń w układach zawierających kilka tysięcy węzłów. W tej sytuacji mogą pojawić się wątpliwości co do celowości przeprowadzania redukcji układu, wynikające ze słusznego przeświadczenia, że dokładne odwzorowanie wszystkich elementów układu pozwoli na odtworzenie rzeczywistych warunków pracy badanego systemu. Prowadzenie obliczeń w układzie rozbudowanym - oryginalnym zawsze będzie jednak związane z wątpliwościami dotyczącymi celowości dokładnego modelowania każdego z elementów lub zakrcsu uproszczeń układu oraz ich wpływu na wiarygodność otrzymywanych wyników. Uproszczenia te bowiem będą zawsze występować z uwagi na trudności dotyczące możliwości zebrania dokładnych parametrów układu. Uzyskanie wiarygodnych wyników w układzie zredukowanym - porównywalnych z otrzymywanymi w układzie oryginalnym będzie możliwe pod warunkiem właściwego doboru parametrów takiego schematu zastępczego. Temu celowi służy identyfikacja parametrów układu zredukowanego.

2.2. Kryterium identyfikacji parametrów układu zredukowanego

W procesie identyfikacji dla zadanych przebiegów czasowych - dynamicznych sygnałów wejściowych oraz wyjściowych - poszukiwane są parametry określonego modelu matematycznego odwzorowującego część systemu przeznaczoną do redukcji. Dla rozwiązania tego problemu należy założyć na początku niezmienną strukturę badanego modelu oraz możliwość nieograniczonego zakresu doboru parametrów tego modelu. Zgodnie z podaną na rysunku 2.2 zasadą, poszukiwany jest wektor parametrów *P*, dzięki któremu wybrany model matematyczny będzie odwzorowywał dokładnie przebiegi dynamiczne w badanym systemie. Praktycznym testem badającym jakość przyjętego modelu będzie porównanie wielkości wyjściowych w systemie rzeczywistym oraz modelu dla sygnału wejściowego *u*.

W tym celu wprowadzono wektor błędu B określony relacją:

$$B = W_M - W_O$$
. (2.1)



Rys. 2.2. Zasada identyfikacji parametrów modelu Fig. 2.2. Principle of the model parameter identification

W relacji tej wektory wartości obliczonych (pomierzonych) w układzie oryginalnym oraz na modelu zastępczym wyznaczają relacje (2.2) oraz (2.3).

$$W_{M}^{T} = (W_{MP} \ W_{M2} \ W_{MP} \ \dots \ W_{Mk}),$$
(2.2)
$$W_{Q}^{T} = (W_{QP} \ W_{Q2} \ W_{QP} \ \dots \ W_{Qk})$$
(2.3)

gdzie

 $i = 1 \dots k$ - indeks wartości oryginalnych oraz modelowych. Wektor parametrów *P* określony jest za pomocą wyrażenia (2.4).

 $P^{T} = (P_{1}, P_{2}, P_{1}, \dots, P_{n})$

gdzie

j = 1... n - indeks parametrów modelu.

-22-

W przypadku braku jakichkolwiek informacji odnośnie identyfikowanego układu zastępczego przebieg procesu identyfikacji następuje w czterech etapach po przygotowaniu danych sygnałów wejściowych i wyjściowych:

- określenie (względnie lub) struktury schematu zastępczego,
- wybór kryterium optymalizacji,
- wybór metody numerycznej oraz określenie parametrów układu stosownie do wybranego kryterium,
- testowanie struktury modelu, pod warunkiem że każdy nowy model będzie poddany ponownemu procesowi identyfikacji parametrów.

Wybór struktury modelu zależy najczęściej od jego późniejszego zastosowania, przy czym krytyczna ocena właściwego doboru modelu może nastąpić dopiero po otrzymaniu optymalnych parametrów dla tej struktury. Istotnym czynnikiem mającym wpływ na skuteczność procesu identyfikacji parametrów ma przyjęta do analizy metoda optymalizacji. Przydatność poszczególnych metod analizowana jest najczęściej w zależności od rodzaju sygnału (deterministyczny lub stochastyczny) oraz postawionego zadania.

Wybór metody identyfikacji nie może odbywać się na podstawie literaturowych ocen przeprowadzonych najczęściej dla układów regulacyjnych [UN1]. Ponadto większość zaproponowanych metod literaturowych została wyprowadzona dla ściśle określonych problemów związanych bezpośrednio z przystosowanymi do tego celu programami symulacyjnymi. Uogólnienie tych metod jest tym samym bardzo ograniczone. W praktyce nie opracowano jak dotychczas uniwersalnej metody optymalizacji, która byłaby wystarczająco dokładna dla każdego rozwiązywanego problemu. Wszystkie z dotychczasowych metod mają zalety i wady, przy czym jako kryteria przydatności stosowane są przede wszystkim możliwości osiągnięcia zbieżności rozwiązań numerycznych, liczba iteracji, wymagany czas obliczeń, liczba wywoływanych funkcji celu.

Jedną z szeroko stosowanych, podczas analizy sygnałów deterministycznych, jest metoda najmniejszych kwadratów (*Least Squares - LS*). Poszukiwanie za pomocą tej metody minimum funkcji celu jest na ogół numerycznie stabilne, wymaga jednak długiego czasu obliczeń. Ponadto w przypadku dużej ilości identyfikowanych parametrów mogą powstać zbliżone zależności liniowe, co może powodować brak zbieżności rozwiązania. Wiele krytycznych uwag kierowanych w stosunku do metody najmniejszych kwadratów powodowało prowadzenie równoległych badań teoretycznych, w wyniku których nastąpił rozwój dalszych metod, wśród których należałoby wyróżnić metody zmiennej instrumentalnej (*Instrumental Variable - IV*) oraz największej wiarygodności (*Maximum-Likelihood - ML*), znajdujących zastosowanie szczególnie w technice regulacji [UN1].

W świetle przytoczonych uwag oraz na podstawie zadowalających rezultatów wstępnych testów identyfikacji parametrów otrzymanych za pomocą zmodyfikowanej metody *LS* [SO8] należało w niniejszej pracy określić środki zaradcze eliminujące możliwości występowania braku zbieżności rozwiązania numerycznego podczas identyfikacji parametrów schematów zredukowanych.

W celu wyboru właściwej metody identyfikacji parametrów zredukowanych schematów zastępczych zdecydowano się również w niniejszej pracy na przeanalizowanie możliwości wykorzystania innych metod identyfikacji.

2.2.1. Metoda najmniejszych kwadratów

Minimalizację funkcji celu Q za pomocą metody najmniejszych kwadratów można określić w postaci relacji :

$$Q = \sum_{i=1}^{k} (W_{Oi} - W_{Mi})^2 = B^T B = minimum,$$
(2.5)

W celu możliwie dobrego dopasowania musi zostać zatem znaleziony wektor parametrów (2.6), który będzie spełniał wymaganie (2.5).

$$W_M = f(P_1, P_2, \dots, P_n).$$
 (2.6)

Poszukiwane parametry mogą występować w równaniach jako wielkości nieliniowe. Korzystając zatem z rozwinięcia w szereg Taylora oraz po ograniczeniu go do pierwszego członu otrzymuje się równanie:

$$W_{M}(P) = W_{M}(P_{p}) + \sum_{j=1}^{n} \partial W_{M}/\partial P_{j}|_{P_{p}} \Delta P_{j}$$
(2.7)

Jak widać, współczynniki poszukiwanych parametrów korekcyjnych występują w postaci pochodnych cząstkowych. Należy podkreślić, że przybliżenie (2.7) dopuszczalne jest tylko w otoczeniu punktu P_{p} (nazwanego odtąd punktem pracy). Powoduje to konieczność zastosowania iteracji.

-24-

Wartości funkcyjne modelowe dla całego badanego przedziału czasowego można zapisać w postaci wektorowej:

$$W_{M}(P) = W_{M}(P_{p}) + W_{P_{p}}\Delta P$$
(2.8)

gdzie $W = W|_{P}$ oznacza macierz funkcjonalną, którą można zapisać w postaci (2.9)

$$W = \begin{pmatrix} \frac{\partial W_{MI}}{\partial P_1}, & \frac{\partial W_{MI}}{\partial W_2}, & \frac{\partial W_{MI}}{\partial P_n} \\ \frac{\partial W_{M2}}{\partial P_1}, & \frac{\partial W_{M2}}{\partial P_2}, & \frac{\partial W_{M2}}{\partial P_n} \\ \frac{\partial W_{Mk}}{\partial P_1}, & \frac{\partial W_{Mk}}{\partial P_2}, & \frac{\partial W_{Mk}}{\partial P_n} \\ \end{pmatrix}$$
(2.9)

Kolumny macierzy funkcjonalnej jako pochodne stanowią zmiany funkcji wynikające ze zmian parametrów modelu. Dla możliwie dobrego dopasowania modelu musi być zatem spełniona relacja dla funkcji celu Q

$$Q = \sum_{i=1}^{n} [W_{O_i} W_{M_i} + \sum_{j=1}^{n} (\partial W_M / \partial P_j |_P \Delta P_j)]^2 = \min.$$
(2.10)

Przy korzystaniu z metody gradientów powstaje zależność:

$$\nabla Q|_{P_{\min}} = \begin{vmatrix} \frac{\partial Q}{\partial [\Delta P_1]} \\ \vdots \\ \frac{\partial Q}{\partial [\Delta P_q]} \end{vmatrix} = 0 .$$
(2.11)

Przez rozwiązanie analityczne równania (2.11) przy wykorzystaniu równań normalnych Gaussa oraz po zastosowaniu metody iteracyjnej Gaussa-Newtona otrzymuje się relacie:

$$P_{p}^{f \cdot 1} = P_{p}^{f} + (W^{f}W)^{-1} \cdot W^{f}B. \qquad (2.12)$$

W ogólnym przypadku funkcja Q(P) posiada wiele lokalnych minimów, natomiast postępowanie zgodnie z relacją (2.12) nie daje pewności osiągnięcia minimum globalnego. Zastosowanie macierzy drugiej pochodnej H, pozwalające teoretycznie stwierdzić

występowanie minimum lub maksimum funkcji, jest - jak widać z wyrażenia (2.13) niecelowe z uwagi na występowanie drugich pochodnych cząstkowych, co może wydłużyć znacznie czas obliczeń numerycznych. Minimum funkcji w punkcie P^* będzie występowało dla macierzy dodatnio określonej H:

$$\boldsymbol{H}_{|P^*} = \begin{vmatrix} \frac{\partial^2 Q}{\partial P_1 \partial P_1}, & \cdots, & \frac{\partial^2 Q}{\partial P_1 \partial P_n} \\ \vdots & \vdots & \ddots \\ \frac{\partial^2 Q}{\partial P_n \partial P_1}, & \cdots, & \frac{\partial^2 Q}{\partial P_n \partial P_n} \end{vmatrix}$$
(2.13)

W ogólnym przypadku postępowanie zgodnie z relacją (2.12) jest sensowne tylko dla identyfikacji parametrów modeli opisanych za pomocą układów równań niższego rzędu. Dla modeli opisywanych równaniami wyższych rzędów lub zawierających elementy nieliniowe osiągnięcie zbieżności rozwiązań numerycznych jest przypadkowe. Konieczna zatem stała się modyfikacja przyjętej metody w celu uzyskania stabilnego rozwiązania układów równań.

2.2.1.1. Kryterium wrażliwości

Istotą proponowanego kryterium wrażliwości jest skrócenie w istotny sposób czasu poszukiwania optymalnych parametrów identyfikowanego modelu [SO16]. Przez zastąpienie pochodnych cząstkowych przyrostami różnicowymi, tzn. $\frac{\partial W_{Mi}}{\partial P_j} = \frac{\Delta W_{Mi}}{\Delta P_j}$,

zastąpiony zostaje przyrost funkcji W_M w otoczeniu P_p za pomocą odcinka pomiędzy punktami P_p oraz P_{pl} . W ten sposób dla każdego punktu pracy można określić przyrost funkcji Q za pomocą relacji:

$$\Delta Q = \sum_{i=1}^{k} \left[W_{Mi}(P_{p}) - W_{Mi}(P_{pi}) \right]^{2} \Delta P_{j} .$$
(2.14)

Wektory parametrów P_p i P_{pl} różnią się dla j-tej składowej tylko o wartość ΔP_j .

Określając relację (2.14) dla wszystkich *n* pochodnych można ocenić wpływ zmian poszczególnych parametrów na funkcję Q. Sortując $\Delta Q_1...\Delta Q_n$ zgodnie z ich malejącą wartością uzyskuje się kolejność dominujących parametrów w każdym punkcie pracy. Na podstawie równania (2.14) ocenić można, jakim zmianom powinny podlegać poszczególne parametry podczas iteracji.

2.2.1.2. Uwarunkowanie skuteczności kryterium dla optymalizacji identyfikowanych parametrów

W celu osiągnięcia zbieżności rozwiązania numerycznego za pomocą metody Gaussa-Newtona musi być spełniony warunek:

$$\det(\mathbf{W}^T \mathbf{W}) \neq 0 . \tag{2.15}$$

Dla sprawdzenia możliwości stosowania metody iteracyjnej opisanej relacją (2.12) należy zbadać liniowe zależności w kolumnach macierzy funkcjonalnej. Istnieje bowiem możliwość uzyskania identycznych zmian funkcji $W_{M1}...W_{Mk}$ podczas różnych zmian parametrów. Celem uniknięcia tego można stosować różne środki zaradcze, które jednak nie zawsze są skuteczne. Jednym ze sposobów jest zwiększanie ilości punktów pracy powodujące wzrost dodatkowych składowych eliminujących ewentualne zależności liniowe. Takie postępowanie może jednak spowodować zwiększenie się prawdopodobieństwa występowania liniowych zależności jako konsekwencję wzrostu liczby wartości funkcji wykorzystywanych w procesie identyfikacji. Innym sposobem jest zmniejszanie ilości parametrów zmienianych podczas identyfikacji. To z kolei powoduje ograniczenie możliwości uzyskania optymalnych wartości parametrów układu zastępczego.

Uniwersalna metoda optymalizacji, zastosowana po raz pierwszy w programie *NETOMAC* dla układów regulacyjnych [KU2], musiała zostać poddana modyfikacji w celu zastosowania w obliczeniach składowych swobodnych wyższej częstotliwości, co stanowiło jeden z zasadniczych celów niniejszej pracy. W metodzie tej należy zbadać w każdym punkcie pracy wpływ parametrów dla optymalnej kombinacji pochodnych - kolumn macierzy funkcjonalnej. W przypadku pojawienia się różnych wzajemnych liniowych zależności pomiędzy pochodnymi można zastosować podział macierzy

funkcjonalnej na kilka macierzy pozwalający na dokonywanie zmian znacznie większej liczby parametrów. Macierz funkcjonalną należy następnie konstruować w ten sposób, że odpowiadające dominującym parametrom pochodne pojawiają się w pierwszej kolumnie, a kolejne kolumny stanowią pochodne odpowiadające parametrom o malejącej dominacji. Przyjmując wielkość skalarną λ jako miarę liniowej zależności należy relację (2.16) przeanalizować *n-1* razy.

$$\lambda = A_{22} - A_{21} (A_{11} A_{12}) \tag{2.16}$$

gdzie

F

$$A_{11} = W_{\nu}^{T} W_{\nu} , \qquad (2.17)$$

$$A_{12} = W_{\nu}^{T} a_{\nu 1} , \qquad (2.18)$$

$$A_{21} = a_{w1}^{T} W_{v} , \qquad (2.19)$$

$$A_{22} = a_{\mu 1}^{T} a_{\mu 1} , \qquad (2.20)$$

przy czym W_{ν} oznacza macierz funkcjonalną skonstruowaną z liniowo niezależnych pochodnych, zaś $a_{\nu,1}$ kolejne pochodne. Podczas konstrukcji macierzy funkcjonalnej musi być wprowadzone ograniczenie γ dla wielkości skalarnej λ , wybrane w ten sposób, że kolumny zawierające liniowo zależne pochodne nie zostają wprowadzane do konstrukcji macierzy funkcjonalnej.

Prowadzenie identyfikacji parametrów dla układów, w których analizowane będą składowe swobodne wyższej częstotliwości, wymaga wprowadzenia algorytmu z korektą wektora parametrów. W algorytmie tym podstawowa zależność ma postać podobną do przedstawionej wcześniej (2.12):

$$P_{\rho}^{I_{1}} = P_{\rho}^{J} + (D_{k}^{T}D_{k})^{-1} D_{k}^{T}L_{k}$$
(2.21)

jednak zarówno wektor błędu L_k w stosunku do wektora błędu B, jak również elementy macierzy danych D_k w porównaniu z elementami macierzy funkcjonalnej W wykazują zasadnicze różnice.

2.2.1.3. Praktyczne aspekty wykorzystania kryterium najmniejszych kwadratów

Dla spełnienia wymagania osiągnięcia minimum funkcji celu identyfikacja parametrów polegać będzie zawsze na poszukiwaniu wartości ekstremalnych. W przypadku zanikania gradientu funkcji celu osiągnięte zostaje wprawdzie minimum funkcji, nie ma jednak pewności, czy zostało osiągnięte minimum globalne czy tylko lokalne. Z uwagi na fakt, że przy zastosowaniu metod gradientowych rozwiązanie problemu będzie zawsze postępowało w kierunku największych zmian funkcji, ogromnego znaczenia nabierają wartości początkowe identyfikowanych parametrów. Wartości te nie mogą być przyjmowane w oderwaniu od wymagań narzuconych przez warunki pracy układu, dla którego przeprowadzana będzie identyfikacja parametrów. Wymagania te wprowadzane są jako ograniczenia - wartości parametrów, które podczas identyfikacji nie mogą być przekroczone. W przypadku gdy jeden z parametrów "chce" przekroczyć dopuszczalną wartość graniczną, jego wartość zostaje ustalona jako równa tej wartości.

Dla identyfikacji parametrów schematu zastępczego pokazanego na rysunku 2.3, mającego odwzorowywać przebiegi identyczne jak w układzie pierwotnym pokazanym na rysunku 2.4, wybrano trwający 10 ms przebieg napięcia w fazie *L1*, na początku linii *B-A*, w warunkach zwarcia dwufazowego *L1-L2* na jej końcu. Dla układu elektroener-



Rys. 2.3. Schemat zastępczy układu z rysunku 2.4 Fig. 2.3. Equivalent circuit of system from Fig. 2.4

getycznego, przedstawionego na rysunku 2.3, założono parametry oraz sposób połączeń zbliżone do występujących w polskim układzie przesyłowym o napięciu 400 kV dla osiągnięcia warunków stanu zakłóceniowego zbliżonych do rzeczywistych.

W celu uproszczenia analizy w pierwszym etapie założono brak powiązań pomiędzy systemami A i Z oraz J i D. Obliczenia w układzie oryginalnym oraz zredukowanym przeprowadzono za pomocą programu symulacyjnego *NETOMAC*. Pomimo bardzo prostych dwóch układów zastępczych złożonych z rezystancji i indukcyjności otrzymano, jak widać na rysunku 2.5, po około 30 iteracjach stosunkowo duże przybliżenie przebiegu

napięciowego, uzyskane w układzie redukowanym w stosunku do przebiegu obliczonego w układzie oryginalnym. Założone dopuszczalne zakresy parametrów stanowiły wartości ograniczające, przy czym zapewniona była zbieżność dla każdego punktu pracy rozwiązania numerycznego.

Dzięki kryterium wrażliwości parametry nie wpływające podczas identyfikacji na zmianę funkcji celu pozostają stałe do momentu, gdy ich zmiana spowoduje w znaczący sposób zmianę tej funkcji. Jest to widoczne w opisywanym przykładzie, gdzie można ocenić, w jakim stopniu np. zmiany parametrów układu zastępczego znajdującego się "za plecami" miejsca zakłócenia w stosunku do punktu pomiarowego *B* powodują przybliżenia przebiegów w układach oryginalnym i zredukowanym.



Rys. 2.4. Schemat układu podstawowego podlegającego redukcji Fig. 2.4. Basic power system configuration before reduction

Na rysunku 2.6 przedstawiono przebieg zmian parametrów układów zastępczych w poszczególnych punktach pracy. Na rysunku 2.7 pokazano wpływ zmian tych parametrów na wielkość zmiany przebiegu napięciowego w układzie zredukowanym przykładowo w piątym - ostatnim punkcie pracy. Rysunek 2.8 obrazuje przebiegi napięć w tym punkcie

pracy wraz z błędem - różnicą przebiegów w układzie oryginalnym i zredukowanym. Podobne przebiegi dla pozostałych punktów pracy przedstawiono w załączniku A.1.2 do niniejszej pracy. Wyniki obliczeń wskazują, że największy wpływ na uzyskanie minimum błędu - różnic przebiegów posiada parametr $X_{\mu\nu}$ wchodzący w skład układu zastępczego znajdującego się "za plecami" punktu pomiarowego. Identyfikowana reaktancja $X_{\mu\nu}$ bardzo szybko osiąga maksymalną dopuszczalną wartość graniczną, co jednak nie ma większego wpływu na zmniejszenie błędu - różnic w przebiegach napięciowych w układzie oryginalnym i zredukowanym. Wynika to z założonego powyżej braku powiązania układu połączonego z węzłem A z pozostałą częścią układu oryginalnego, co powoduje małe znaczenie identyfikacji parametrów tego układu zastępczego. W przeciwieństwie do tego, w układzie połączonym z węzłem B znajduje się duża ilość linii modelowanych za pomocą parametrów rozłożonych zależnych od częstotliwości.



Rys. 2.5. Porównanie przebiegu napięciowego w fazie L1 otrzymanego w układach oryginalnym i zredukowanym na początku i po identyfikacji parametrów metodą najmniejszych kwadratów
 Fig. 2.5. Comparison of voltage waveforms in phase L1 received in the basic and reduced system before and after parameter identification with the help of least-squares criterion

Należy podkreślić, że pomimo optycznego zbliżenia obydwu przebiegów napięciowych, w układzie oryginalnym i zredukowanym średni błąd - różnica obydwu przebiegów nie zanika całkowicie, obniżając swoją wartość od 0.0059287 w początkowym punkcie pracy do 0.00173 na końcu identyfikacji. Jak wynika ze zmian parametrów w poszczególnych punktach pracy, co pokazano na rysunku 2.6 oraz w tablicy 2.1, proces identyfikacji mógłby zakończyć się już po szesnastej iteracji.

Tablica 2.1

Wartości identyfikowanych parametrów podczas iteracji

Iteracja	R _{zs1}	X _{zs1}	R _{zs2}	X _{zs2}
0	0.5	2.5	0.5	2.5
1	0.001	1323.8	9.36	1
2	4.090	142.37	4.921	1
3	0.340	1323.8	67.58	1
4	0.248	1323.8	124.22	1
5	0.124	1323.8	66.79	1
6	0.248	1323.8	38.05	3.03
7	0.001	1	220.4	2.91
8	1.771	1	210.5	1.95
9	1.056	1	139.04	2.87
10	0.085	2500	321.97	287.4
11	0.052	2500	321.12	2.95
12	0.027	2500	270.74	3.042
13	0.001	2500	500	2.954
14	1.545	2500	475.43	2.912
15	0.001	2500	398.7	2.889
16	0.016	2500	500	2.889
17 - 30	0.016	2500	500	2.889

Zmiany parametrów powyżej tej iteracji są minimalne i praktycznie podczas tej iteracji zostaje zdefiniowany ostatni - piąty punkt pracy. Przyczyną kontynuowania obliczeń było założenie w programie *NETOMAC* niewłaściwego kryterium przerwania - zbyt niska dopuszczalna wartość maksymalna funkcji celu. Potwierdzeniem tego może być fakt "zadziałania" kryterium przerwania określonego dopuszczalną liczbą 30 iteracji.



Rys.2.6. Zmiana identyfikowanych parametrów podczas iteracji Fig.2.6. Variation the identified parameter during iteration

Należy zauważyć, że dla założonego prostego schematu zastępczego nie istnieją restrykcyjne ograniczenia wartości parametrów. Przyjęte ograniczenia miały za cel ułatwienie śledzenia tendencji zmian parametrów podczas optymalizacji, szczególnie w pobliżu założonych wartości granicznych.

Przeprowadzona powyżej analiza dotyczyła prostego układu zastępczego, pokazanego na rysunku 2.3. Nie oznacza to jednak arbitralnego przyjęcia takiej struktury jako przedmiotu niniejszej pracy. Zamiarem autora było w możliwie prosty sposób uzasadnić słuszność proponowanych rozwiązań przy zachowaniu możliwości jednoczesnego porównania wyników z rezultatami otrzymanymi za pomocą innych metod. Wydaje się, że najlepszych porównań oraz wyjaśnień sposobu postępowania można dokonać na najprostszym schemacie. Z tego powodu również w następnych rozdziałach, gdzie przeprowadzono analizę za pomocą innych - również zmodyfikowanych metod, wykorzystano ten sam schemat zastępczy. Wybór sygnałów do identyfikacji nie został sformalizowany, jednak świadomie założono na początku, w celu dokonania omawianych porównań, jako wzorcowy przebieg czasowy napięciowy "pośredni - nieekstremalny".



Rys. 2.7. Wpływ zmian identyfikowanych parametrów schematów zastępczych na zmianę przebiegu napięcia w układzie zredukowanym podczas piątego punktu pracy

Fig. 2.7. Influence of the identified parameters of the equivalents on the change of the voltage waveform in fifth working point

Późniejszą analizę rozszerzono zarówno na inne schematy zastępcze, jak i na ekstremalne warunki zakłócenia z punktu widzenia przepięć - w momencie przechodzenia napięć w fazach dotkniętych zwarciem przez maksimum oraz przez zero - ekstremalne warunki z punktu widzenia maksymalnej składowej nieokresowej prądu.





2.2.2. Zmodyfikowane kryterium quasi-Newtona

2.2.2.1. Możliwości wykorzystania metod "Newtonopochodnych"

Przy zastosowaniu różnych wariantów metod optymalizacji Newtona wykorzystuje się aproksymację funkcji celu w otoczeniu punktu pracy za pomocą rozwinięcia w szereg Taylora oraz przy ograniczeniu go do dwóch członów. Stosowanie tych metod wymaga obliczania jawnego macierzy drugiej pochodnej co, jak to stwierdzono powyżej w rozdziale 2.2.1,wydłuża znacznie czas obliczeń. Przy rozwiązywaniu problemów opisanych równaniami wyższych rzędów lub równaniami nieliniowymi może w niektórych punktach pracy wskutek błędów zaokrąglenia nie być spełniony warunek zapewnienia dodatniej wartości elementów macierzy drugiej pochodnej. Może również wystąpić trudność numerycznego obliczenia tej macierzy bądź prawdopodobieństwo pojawienia się macierzy osobliwej. Z tych powodów przy stosowaniu jednego z wariantów metod optymalizacji Newtona w elektroenergetyce zawsze będzie istniało niebezpieczeństwo braku zapewnienia zbieżności rozwiązania.

Bardzo istotny postęp w dziedzinie optymalizacji stanowi grupa tzw. metod "quasi--newtonowskich", w których możliwe okazało się uniknięcie uciążliwego obliczania numerycznego drugiej pochodnej funkcji celu. Zamiast tego poszukiwana jest aproksymacja inwersji macierzy drugiej pochodnej *H*, zwana również macierzą metryczną *G*. Bardzo często z tego powodu metoda quasi-Newtona znana jest w literaturze jako Variable Metric Method [FL1].

Na początku obliczeń zakłada się symetryczną dodatnio określoną macierz G_o , a następnie elementy macierzy wyznaczane podczas iteracji zgodnie z relacją:

$$G^{I+1} = G^I + A^I . (2.22)$$

Macierz A' stanowi zbiór informacji dotyczących zmian gradientu oraz punktu pracy w poprzedniej iteracji. Liczne badania analityczne koncentrowały się na urealnianiu tej koncepcji w sensie zapewnienia stabilności rozwiązania numerycznego. Wśród wielu propozycji literaturowych wyróżniły się metody obliczania macierzy A' opisane przez czterech autorów Broydena [BY1], Fletchera [FL1], Goldfarba [GL1] oraz Shanno [SH1]. Metoda zapewniająca stabilność rozwiązania z punktu widzenia osiągnięcia konstruowanej dodatnio określonej macierzy A' zwana jest dlatego metodą BFGS.

Na podstawie tej metody aproksymowana inwersja macierzy G (macierz metryczna), przy założeniu dodatnio określonej symetrycznej macierzy początkowej G_o , wyznaczana jest na podstawie wzoru (2.22), przy czym macierz A^I obliczana jest zgodnie z relacją (2.23):

$$A^{I} = \frac{(\rho^{I} - G^{I} \mathcal{O}^{I}) \rho^{I^{T}} + \rho^{I} (\rho^{I} - G^{I} \rho^{I})^{T}}{(\mathcal{O}^{I^{T}} \rho^{I})^{2}}$$
(2.23)

$$P^{I} = P^{I+1} - P^{I}, \quad \mathcal{O}^{I} = q^{I+1} - q^{I}$$
(2.24)

dla $q = \nabla Q$.

Postępowanie według zasady quasi-Newtona przy uwzględnieniu metody BFGS rozpoczyna się od odczytu parametrów początkowych wektora P oraz macierzy początkowej symetrycznej G_o . Z kolei po określeniu ilości dopuszczalnych iteracji oraz założeniu dopuszczalnego błędu ϵ należy na podstawie zależności (2.25) wyznaczyć tzw. kierunek poszukiwania:

-36-

$$K^{I} = -G^{I}q^{I}.$$
 (2.25)

Dla każdego kroku obliczeniowego należy określać jego długość α^{I} w celu zapewnienia zbieżności rozwiązania. Mnożąc wartość zdefiniowanego powyżej kierunku poszukiwania przez długość kroku obliczeniowego oraz dodając do wektora parametrów wyznaczonego w poprzedniej iteracji, określić można nowy punkt pracy za pomocą relacji (2.26):

$$\boldsymbol{P}^{I+I} = \boldsymbol{P}^{I} + \boldsymbol{\alpha}^{I} \boldsymbol{K}^{I}. \tag{2.26}$$

2.2.2.2. Warunki konieczne modyfikacji metody quasi-Newtona do zastosowania w elektroenergetyce

Przedstawiona powyżej metoda quasi-Newtona nie może być bezpośrednio zastosowana do rozwiązywania problemów w elektroenergetyce bez odpowiednich modyfikacji oraz uzupełnień. Istnieje bowiem szereg technicznych problemów, których nie można pominąć i które narzucają ograniczenia zastosowania tej metody, a w niektórych przypadkach uniemożliwiają jej wykorzystanie.

Najważniejszym problemem, znacznie utrudniającym optymalizację za pomocą metody quasi-Newtona, jest narzucony zakres wartości identyfikowanych parametrów, ściślej wartości graniczne wynikające z warunków pracy danego układu elektroenergetycznego. Próby zakładania stałych granicznych wartości parametrów, tak jak to było przy metodzie najmniejszych kwadratów (p.2.2.1.3), mogą doprowadzić do niestabilności rozwiązania oraz w konsekwencji do zafałszowania wyników obliczeń. Innym problemem jest fakt występowania identyfikowanych parametrów o bardzo różnych rzędach wielkości. Wspomniana wyżej metoda BFGS "nie przewiduje" takiej sytuacji, co może powodować występowanie problemów numerycznych, mogących utrudnić bądź nawet uniemożliwić osiągnięcie celu optymalizacji.

Kolejnym problemem jest długość kroku obliczeniowego. Podczas obliczeń numerycznych wymagane jest określenie takiego kroku obliczeniowego, aby funcja celu osiągnęła jak najszybciej swoje minimum. Przy zastosowaniu metody wymagana jest taka zmiana kroku obliczeniowego podczas każdej iteracji, aby osiągnąć maksymalną redukcję funkcji celu. Powoduje to jednak bardzo często znaczne wydłużenie czasu obliczeń.

W pracy [LE1] zaproponowano uzupełnienia i modyfikacje pozwalające na, skuteczne zdaniem autora, ominięcie wyżej wymienionych problemów. Niestety przykłady, za pomocą których testowano tak zmodyfikowaną metodę quasi-Newtona, dotyczyły tylko analizy stanów ustalonych w układzie elektroenergetycznym lub bardzo prostych układów regulacyjnych z przebiegami wyrównawczymi o częstotliwościach poniżej 50 Hz. Pełna ocena tych modyfikacji, jak również ewentualne wprowadzenie uzupełnień było możliwe z uwagi na fakt wprowadzenia tej metody do programu *NETOMAC*, co pozwoliło na przeprowadzenie szeregu badań testowych dotyczących przebiegów wyrównawczych wyższych częstotliwości.

2.2.2.3. Strategia dla możliwości zastosowania zmodyfikowanej metody quasi-Newtona

Pierwszy z wymienionych powyżej - problem minimalizacji funkcji celu w warunkach ograniczeń narzuconych przez dopuszczalne zakresy identyfikowanych parametrów można zapisać za pomocą relacji:

$$Q(P) \Rightarrow Minimum, \quad dla \quad P_{\min} \le P \le P_{\max}.$$
 (2.27)

Wszystkie modyfikacje metody quasi-Newtona opierają się na koncepcji zastosowania problemu optymalizacji funkcji kwadratowej [FL1]. W tej sytuacji funkcja celu może być zapisana w postaci:

-37-

$$Q(P) = \frac{1}{2}P^T H P + q^T P.$$

R1g

-38-

Idea modyfikacji, określona jako poszukiwanie minimum funkcji celu w obszarze dualnym, jest naszkicowana na rysunku 2.8. Proces obliczeniowy rozpoczyna się poszukiwaniem minimum bez uwzględnienia ograniczeń. Punkt stanowiący pierwsze znalezione minimum (0) znajduje się oczywiście w obszarze niedozwolonym. W każdym następnym kroku obliczeniowym odbywa się poszukiwanie minimum aż do spełnienia przynajmniej jednego z warunków granicznych. W ten sposób, przykładowo po obliczeniu kolejnych minimum w punktach 1, 2, 2



 Przykładowy przebieg poszukiwania minimum funkcji celu w warunkach restrykcji określonych przez dopuszczalny zakres identyfikowanych parametrów
 Example of the objective function minimum search by restricted conditions determinated by the limited range of the identified parameters

obliczeniu kolejnych minimum w punktach 1, 2, 3 i 4, uwarunkowanych przez wartości graniczne parametrów, zostaje osiągnięty obszar dozwolony.

Ograniczenia wynikające z narzuconego zakresu identyfikowanych parametrów opisane są nierównością:

$$\boldsymbol{R}^T \boldsymbol{P} - \boldsymbol{b} \ge 0 \tag{2.29}$$

gdzie: **R** stanowi macierz ograniczeń o wymiarach $n \times m$

(n - liczba parametrów, m - liczba ograniczeń),

b - wektor ograniczeń.

Do rozwiązania problemu wykorzystywana jest funkcja Lagrange'a:

$$\mathscr{L}(P,\lambda) = Q(P) - \lambda^{T} (\mathbf{R}^{T} P - b) .$$
(2.30)

W przypadku istnienia minimum funkcji kwadratowej prawdziwa jest relacja:

$$\mathscr{A}(\mathbf{P},\boldsymbol{\lambda}) = 0 \tag{2.31}$$

gdzie

(2.28)

$$= \begin{pmatrix} \nabla_{P^*} \\ \nabla_{\lambda^*} \end{pmatrix} ,$$

Oznacza to, że w określonym punkcie pracy P^* :

$$\nabla_{\boldsymbol{p}} \mathcal{L} = 0, \quad \boldsymbol{H} \boldsymbol{P} + \boldsymbol{q} - \boldsymbol{R} \boldsymbol{\lambda} = 0,$$

$$\nabla_{\boldsymbol{j}} \mathcal{L} = 0, \quad \boldsymbol{R}^{T} \boldsymbol{P} - \boldsymbol{b} = 0,$$

(2.33)

co można zapisać w postaci równania:

$$\begin{bmatrix} \boldsymbol{H} & -\boldsymbol{R} \\ -\boldsymbol{R}^T & \boldsymbol{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \boldsymbol{P} \\ \boldsymbol{\lambda} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \boldsymbol{q} \\ \boldsymbol{b} \end{bmatrix}.$$
(2.34)

Zgodnie z zasadą pokazaną na rysunku 2.8, proces poszukiwania minimum funkcji celu może rozpocząć się w obszarze dualnym zakładając, że w punkcie pracy P° zostaje uaktywnionych s ograniczeń:

$$N^T P^* - b' = 0 (2.35)$$

przy czym b' stanowi wektor ograniczeń w podprzestrzeni (n, s), natomiast kolumny macierzy \mathbb{N} o wymiarach $n \times s$ utworzone zostały z kolumn macierzy \mathbb{R} o wymiarach $n \times m$. W każdym kroku obliczeniowym zostaje uaktywniona pewna liczba nowych ograniczeń tworząc konieczność rozwiązania odpowiedniego podproblemu, przy czym jego rozwiązanie następuje zgodnie z relacjami (2.33) oraz (2.34).

Po wprowadzeniu wektora pomocniczego ρ równanie (2.28) ma postać:

$$Q(\rho) = \frac{1}{2}\rho^T M \rho + q^T \rho . \qquad (2.36)$$

W podobny sposób nierówność (2.29) może być zapisana jako:

$$\frac{\partial p\left(\boldsymbol{P}^{*}\right)}{\partial \boldsymbol{P}}\boldsymbol{\rho} + p\left(\boldsymbol{P}^{*}\right) \ge 0$$
(2.37)

(2.32)

-41-

-40-

przy czym o stanowi kierunek poszukiwania,

 $= \nabla \mathbf{Q}(\mathbf{P})$ - gradient funkcji celu,

M - aproksymowana macierz drugiej pochodnej. Podczas rozwiązywania problemów bez ograniczeń wartości wektorów \wp oraz K określonego za pomocą relacji (2.25) są identyczne.

Dzięki zastosowaniu metody poszukiwania minimum funkcji celu w całym zakresie może następować określanie kierunku poszukiwania o w kierunku wszystkich współrzędnych. W konsekwencji tego mogą parametry podczas identyfikacji przekroczyć swoje dopuszczalne zakresy, co ułatwi uzyskanie zbieżności rozwiązania.

Drugim problemem koniecznym do rozwiązania, utrudniającym zastosowanie metody quasi-Newtona, jest występowanie identyfikowanych parametrów o różnych rzędach wielkości. Jednym ze środków zaradczych, likwidujących ewentualną niestabilność rozwiązania numerycznego będącego konsekwencją takiej różnicy, jest wprowadzanie diagonalnej macierzy współczynników skali C, dzięki której parametry funkcji celu Qzostają przetransformowane z wektora P na wektor parametrów Υ , zgodnie z relacją:

$$\boldsymbol{\Upsilon} = \boldsymbol{C} \boldsymbol{P} \,. \tag{2.39}$$

W metodzie quasi-Newtona zakłada się, że wszystkie parametry są przeskalowane do tego samego rzędu wielkości. Wynika z tego konieczność określenia początkowych wartości macierzy H^0 oraz G^0 , o elementach diagonalnych określonych w tym samym rzędzie wielkości. Oznacza to ponadto, że podstawowe równanie iteracyjne metody (2.26) przybiera postać:

$$\Upsilon^{I+1} = \Upsilon^{I} - \alpha \ G \ \Delta Q^{I} . \tag{2.40}$$

Celem uniknięcia skomplikowanego obliczania funkcji celu oraz jej pochodnej dla transformowanej przestrzeni wektora γ należałoby przeprowadzać odwrotną transforma-

cję parametrów podczas każdej iteracji. Z kolei nowo obliczone parametry musiałyby zostać znowu transformowane do przestrzeni wektora Υ . Takie obliczenia oczywiście przebiegają tylko z określoną skończoną dokładnością, co przy wprowadzeniu błędnych parametrów początkowych może powodować dodatkowe błędy podczas procesu minimalizacji funkcji celu. Z tego powodu najczęściej realizowana jest operacja odwrotna-- skalowanie macierzy początkowej G^{θ} do oryginalnej przestrzeni wektorowej P. Jest to możliwe dzięki transformacji wyrażonej równaniem (2.41), wykonywanej podczas pierwszej iteracji

$$\boldsymbol{C}^{T}\boldsymbol{P}^{I} = \boldsymbol{C}^{T}\boldsymbol{P}^{\boldsymbol{\theta}} - \boldsymbol{\alpha}\boldsymbol{G}^{\boldsymbol{\theta}}\boldsymbol{C}^{-T}\boldsymbol{\Delta}\boldsymbol{Q}\left(\boldsymbol{P}^{\boldsymbol{\theta}}\right) . \tag{2.41}$$

Wynika z tego, że wprowadzona zostaje nowa macierz początkowa, definiowana za pomocą wzoru (2.42).

$$\mathbf{G}_{N}^{0} = \mathbf{C}^{-T} \mathbf{G}^{0} \mathbf{C}^{-1} .$$
 (2.42)

W ten sposób, w każdym kroku może być obliczana nowa macierz G_N^{I+1} , która zawsze będzie aktualizowana na podstawie macierzy obliczonej w poprzednim kroku G_N^I Odpowiednia relacja określająca podstawowe równanie iteracyjne przybiera postać:

$$P^{II} = P^{I} - \alpha G_{N}^{I} \Delta Q(P)^{I}.$$
(2.43)

W wielu pracach badawczych można znaleźć różne formuły określające macierz początkową G_N^{θ} . Przykładowo, w pracy [PO1] zaproponowano relację (2.44) udowadniając zbieżność rozwiązania (2.43) przy zastosowaniu tego wzoru:

$$G_N^0 = C^{-T} C^{-1} . (2.44)$$

Ta propozycja nie uwzględnia jednak wpływu macierzy $\Delta^2 Q(P^0)$, której elementy mogą różnić się od elementów macierzy początkowej G_N^0 o kilka rzędów wielkości. Środkiem zaradczym może być korekta relacji (2.44) do postaci (2.45) [LE1]:

-43-

$$G_N^{\theta} = 100 \left(\frac{\|\Delta P\|}{\|\Delta Q(P^{\theta})\|} \right) C^{\theta^{-2}}$$
(2.45)

przy czym ΔP oznacza maksymalnie dopuszczalną zmianę pojedynczych parametrów.

W programie *NETOMAC*, który wykorzystano w niniejszej pracy jako jedno z narzędzi obliczeniowych, zastosowano macierz z najmniejszą wartością $\|G_N^0\|$, wybraną pomiędzy określonymi za pomocą równań (2.44) oraz (2.45), przy czym założono $\Delta P = 1$.

Kolejnym problemem utrudniającym zastosowanie metody quasi-Newtona jest konieczność określenia długości kroku obliczeń. Problem ten w większości dotychczasowych badań traktowany był przy założeniu braku ograniczeń narzuconych przez dopuszczalne zakresy parametrów. Uwzględniając ograniczenia, należy określić strategię wyboru początkowego kroku obliczeń. Odbywa się to według następującego schematu: - zakłada się długość kroku obliczeniowego $\alpha = 1$ oraz zgodnie ze wzorem (2.26) określony zostaje punkt pracy $P^{I*I} = P^I + \alpha' K^{-I}$.

- obliczana funkcja celu $Q(P^{l+1})$,
- sprawdza się nierówność (2.46)

$$Q(P^{h}) - Q(P^{h}) \le \beta \alpha q(P^{1})^{T} K^{1}$$
(2.46)

przy czym $0 \le \beta \le 0.5$.

W przypadku spełnienia nierówności (2.46), stanowiącej jednocześnie warunek zbieżności rozwiązania procesu minimalizacji funkcji celu, wprowadzana jest wartość $\alpha = 1$. W innym przypadku należy tak długo zmniejszać wartość α , aż spełniona będzie ta nierówność.

2.2.2.4. Algorytm zmodyfikowanej metody quasi-Newtona

Przebieg i rezultaty identyfikacji, przeprowadzonej według zmodyfikowanej metody quasi-Newtona, zawsze będą zależne od wybranych parametrów początkowych oraz nałożonych ograniczeń. Będzie to powodować występowanie wielu lokalnych minimów co w znacznym stopniu utrudni, a przy złym doborze parametrów początkowych nawet uniemożliwi, znalezienie globalnego minimum funkcji celu. Jako kryterium przerwania optymalizacji należy zastosować gradient funkcji celu, zmiany parametrów oraz zmiany funkcji celu. Na podstawie wartości gradientu może być podjęta decyzja, czy proces minimalizacji powinien zostać zakończony. Jeżeli wartość gradientu nie przekracza założonej wartości dopuszczalnej ($\approx 10^{-2} + 10^{-3}$) wówczas aktualny punkt pracy może zostać określony jako poszukiwane rozwiązanie problemu. Dla bardzo małej zmiany parametrów ($=10^{-5} + 10^{-6}$) niezależnie od wartości gradientu optymalizacja zostaje przerwana. W sytuacji gdy redukcja funkcji celu w ciągu trzech kolejnych iteracji osiąga wielkość zawsze poniżej założonej wartości ($=10^{-3} + 10^{-4}$), wówczas obliczenia zostają przerwane z uwagi na fakt przypuszczalnego osiągnięcia minimum funkcji w aktualnym punkcie pracy. W celu uniknięcia bezsensownie długiego procesu obliczeniowego założono maksymalnie dopuszczalną liczbę iteracji.

W załączniku A.1.2 podano uproszczony algorytm zmodyfikowanej metody quasi-Newtona, zgodnie z którym przeprowadzano identyfikację. Proces identyfikacji rozpoczyna się od odczytu wartości początkowych wektora parametrów P^{0} oraz dodatnio określonej symetrycznej macierzy G^{0} . Na tej podstawie dokonywane jest obliczanie wartości początkowej funkcji celu Q^{0} oraz pochodnej q^{0} . Z kolei odbywa się skalowanie macierzy G^{0} . Po przeprowadzeniu tych czynności wstępnych i założeniu wartości dopuszczalnych dla kryterium przerwania następuje obliczanie dla każdej iteracji wartości kierunku poszukiwania K^{1} oraz określanie nowego punktu pracy przy pełnym kroku obliczeniowym. Dla spełnienia warunków narzuconych przez ograniczenia określony zostaje nowy kierunek poszukiwania \wp , jak również krok obliczeniowy α . W ten sposób powstają warunki do wyznaczenia nowego punktu pracy za pomocą relacji (2.26). Jeżeli nie zostanie spełnione jedno z kryteriów przerwania, to następuje obliczanie pochodnej q^{I+1} oraz uaktualnianie, jak i skalowanie adaptacyjne macierzy G^{I} . Wszystkie czynności wryterjum przerwania.

-42-

-45-

2.2.2.5. Identyfikacja parametrów układu zastępczego za pomocą opisywanej metody

-44-

Poniżej przedstawiono przykład wykorzystania prezentowanej metody, przy czym celem dokonania porównań wybrano identyczne warunki jak w przypadku opisywanym w rozdziale 2.2.1.3. Jak wynika z końcowych wyników obliczeń pokazanych na rysunku 2.10, duże przybliżenie przebiegu napięciowego otrzymano po 9 iteracjach.



Rys. 2.10. Porównanie przebiegu napięciowego w fazie LI otrzymanego w układach oryginalnym i zredukowanym na początku i po identyfikacji parametrów metodą guasi-Newtona Comparison of voltage waveform in the phase LI received in the basic and reduced system Fig. 2.10. before and after parameter identification with the help of the quasi-Newton method

Na rysunku 2.11 przedstawiono przebieg zmian identyfikowanych parametrów dla poszczególnych punktów pracy podczas obliczeń za pomocą omawianej metody. W przeciwieństwie do wyników, otrzymanych za pomocą zmodyfikowanej metody najmniejszych kwadratów, żaden z parametrów nie osiągnął granicznej wartości narzuconej przez dopuszczalny zakres parametrów (dla rezystancji 0.001+500 Ω, dla

reaktancji 2.5 + 2500 Ω). Jedynie rezystancja R_{zsl} w piątym i szóstym punkcie pracy zbliżyła się do górnej wartości dopuszczalnej.

Podobnie jak to było w przypadku identyfikacji parametrów za pomocą metody najmniejszych kwadratów, największy wpływ na zmianę funkcji celu posiada reaktancja X... W załączniku A.1.3 przedstawiono szczegółowy przebieg identyfikacji parametrów za pomocą omawianej metody wraz z omówieniem współzależności zmian parametrów, gradientu oraz redukcji funkcji celu.



Rys.2.11. Wartości identyfikowanych parametrów podczas iteracji Fig.2.11. Values of the identified parameter during iteration

Jak wynika z porównania wyników badań otrzymanych za pomocą obu prezentowanych powyżej metod: najmniejszych kwadratów i guasi-Newtona, wystąpiło bardzo duże przybliżenie przebiegu napięciowego dla układów oryginalnego oraz zredukowanego. Należy zwrócić uwagę na fakt, że pomimo tej zbieżności wyników, wartości identyfikowanych parametrów otrzymane za pomocą obu wymienionych metod były bardzo różne.

2.2.3. Bezgradientowe kryterium Powella

Metoda quasi-Newtona oraz metoda najmniejszych kwadratów są wprawdzie bardzo efektywne dla identyfikacji parametrów układów zastępczych, w których obliczane są przebiegi wolnozmienne, wymagają jednak przeprowadzania obliczeń numerycznych pierwszej pochodnej funkcji celu. W przypadku przebiegów szybkozmiennych obliczanie gradientu funkcji celu jest bardzo uciążliwe, czasami niemożliwe do przeprowadzenia.

Wśród proponowanych w literaturze tzw. sprzężonych metod optymalizacji, które nie wymagają obliczania pochodnych, wyróżnić można grupę metod opartych na kryterium Powella [PO1, FL1, PO2], przy czym bardzo często spotkać można kombinację pierwotnej oraz zmodyfikowanej metody Powella [LE1]. Szereg dodatkowych modyfikacji wymuszonych zostało, podobnie jak przy metodzie quasi-Newtona, przez ograniczenia wynikające z narzuconych dozwolonych zakresów identyfikowanych parametrów.

Na początku poszukiwania minimum funkcji celu zakłada się punkt początkowy w obszarze dozwolonym $P^0(0)$, a następnie podczas iteracji wstępnej konstruuje się kierunki poszukiwania za pomocą wektorów jednostkowych: $K^0(1), \ldots K^0(i) \ldots K^0(n)$, przy czym n stanowi wymiar funkcji celu. Po znalezieniu minimum funkcji $P^0(1)$ na podstawie $K^0(1)$ następuje poszukiwanie minimum $P^0(2)$ w kierunku $K^0(2)$.



Rys. 2.12. Poszukiwanie minimum funkcji za pomocą n niezależnych kierunków poszukiwaniaFig. 2.12. Search of the minimum function with the help of n independent search directions

Proces ten przebiega aż do znalezienia po n+1 poszukiwaniu nowego minimum $P^0(n+1)$, po czym kończy się pierwsza iteracja. Na początku następnej iteracji zostaje eliminowany pierwszy kierunek poszukiwania z dotychczasowych wektorów, przez co wszystkie następne otrzymują obniżony o jeden swój numer porządkowy. W zwolnione *n*-te miejsce zostaje wpisywany nowy wektor poszukiwania $K^0(n) = P^0(n) - P^0(0)$. W [PO2] można znaleźć twierdzenie, że taki sposób postępowania zawsze, przy skończonej liczbie iteracji, pozwala znaleźć minimum funkcji. Na podstawie badań przeprowadzonych w niniejszej pracy stwierdzono, że twierdzenie to nie jest prawdziwe, co zostanie wykazane później. 2.2.3.1. Poszukiwanie minimum funkcji w warunkach ograniczeń

Wyznaczanie nowego punktu pracy odbywa się zgodnie z relacją:

$$P^{I}(\dot{\mu}, f) = P^{I}(\dot{\mu}) + \alpha^{I}(\dot{\mu}, f) K^{I}(\dot{\mu}, f)$$

$$(2.47)$$

wzdłuż kierunku poszukiwania K'(j+1), natomiast α' jest wyznaczane na podstawie określenia minimum funkcji $Z(\alpha)$.

$$Z(\alpha) = Q(P^{I}(j) + \alpha^{I}K^{I}(j+1)). \qquad (2.40)$$

W przypadku gdy spełniony jest warunek (2.49)

$$\alpha^{I} > \varepsilon$$
 (2.49)

(0 40)

(0.40)

12 500

następuje eliminacja kierunku poszukiwania K'(1) oraz określenie nowego za pomocą wzoru (2.50).

$$\mathbf{K}^{I}(n) = \mathbf{P}^{I}(n) - \mathbf{P}^{I}(0) . \tag{2.50}$$

Z kolei następuje wyznaczanie nowego punktu pracy zgodnie z relacją (2.51), wzdłuż kierunku poszukiwania $K^{I}(n)$.

$$P^{I}(n+1) = P^{I}(n) + \alpha^{I}(n+1)K^{I}(n) .$$
(2.51)

W ten sposób otrzymujemy:

$$P^{H_{I}}(0) = P^{I}(n+1) .$$
(2.32)

Proces iteracyjny przebiega aż do spełnienia jednego z założonych kryteriów przerwania. Wśród najczęściej stosowanych jest spełnienie warunków (2.53) i (2.54).

$$\left|\frac{P^{I}(j) - P^{I}(j)}{P^{I}(j)}\right| \leq \varepsilon_{P}, \qquad (2.53)$$

$$\frac{O^{I}(P) - Q^{I+1}(P)}{O^{I}(P)} \leq \varepsilon_{Q}, \qquad (2.54)$$

-46-

Celem uniknięcia ujemnego wpływu występowania parametrów o różnych rzędach wielkości powinno być przeprowadzane skalowanie podczas wszystkich iteracji, przy czym wprowadzany za każdym razem nowy kierunek poszukiwania $K^{I}(n)$ jest normowany każdorazowo za pomocą wielkości $||P^{I}(n)-P^{I}(0)||$. Skalowanie za pomocą tej metody posiada wadę polegającą na faworyzowaniu parametrów dominujących, co powoduje małą zmianę pozostałych i niebezpieczeństwo utknięcia w znalezionym minimum lokalnym.

Innym rozwiązaniem, zastosowanym w programie *POWMOD* [LE1], jest wykorzystanie interpolacji kwadratowej, za pomocą której otrzymuje się wszystkie wartości α tego samego rzędu.

Celem uwzględnienia ograniczeń wynikających z narzuconych zakresów identyfikowanych parametrów wykorzystuje się przyrostową metodę mnożników Lagrange'a. Za pomocą zmiennych współczynników kary ς (*Penalty - Factor*) [FL1] wprowadzane są warunki ograniczeń do funkcji celu. Dzięki uzyskanej w ten sposób funkcji (2.55) otrzymuje się zgrupowanie wszystkich narzuconych warunków w postaci $\mathcal{C}_j(P) \succeq 0$, dla j = 1, ..., m, oraz zmiennego współczynnika kary ς .

$$\boldsymbol{\mathcal{B}}(\boldsymbol{P},\boldsymbol{\varsigma}) = \boldsymbol{P} + \boldsymbol{\varsigma} \sum_{j=1}^{m} \left(\left[\min \left(0, \, \mathscr{E}_{j} \left(\boldsymbol{P} \right) \right] \, \right)^{2} \, . \tag{2.55}$$

W przypadku gdy dozwolony zakres identyfikowanych parametrów zostaje przekroczony, może dojść do sytuacji, że funkcja $\mathscr{C}_j(P)$ będzie miała wartość ujemną. Spowoduje to wzrost współczynnika kary ς tak długo, aż zostanie spełniony warunek $\mathscr{C}_j(P) \geq 0$, co może być przyczyną niestabilności rozwiązania. W celu uniknięcia tego niebezpieczeństwa wprowadzano szereg modyfikacji w przyrostowej metodzie mnożników Lagrange'a [FL1]. Zgodnie z nimi przyrostowa funkcja Lagrange'a ma postać:

$$\mathcal{L}(P,\varsigma,U) = Q(P) - \sum_{j \in I} \bigcup_{r(j)} \left(|\mathcal{E}_{r(j)}(P)| \right) - \sum_{j \in r \in I} \bigcup_{a \notin J} \left(|\mathcal{E}_{a(j)}(P)| \right) + + \varsigma \sum_{j \in I}^{P} \left(\mathcal{E}_{r(0)}(P) \right)^{2} + \varsigma_{2} \sum_{j \in \Lambda_{1}} \left(\mathcal{E}_{a(j)}(P) \right)^{2} + \varsigma_{3} \sum_{j \in \Lambda_{2}} \left(\mathcal{E}_{a(j)}(P) \right)^{2}$$
(2.56)

przy czym funkcje $U_{r(j)}$, $U_{n(j)}$ stanowią parametry Lagrange'a odpowiednio dla p równań oraz (*m-p+1*) nierówności opisujących ograniczenia $\mathscr{E}_{r(j)}(P)$, $\mathscr{E}_{n(j)}(P)$. W równaniu (2.56)

obowiązują zależności
$$\bigwedge_l = (\bigcup_{n(j)} > 0)$$
 oraz $\bigwedge_2 = (\bigcup_{n(j)} = 0 \quad i \quad \mathscr{E}_{n(j)}(P) \le 0),$

natomiast ζ_1 , ζ_2 , ζ_3 współczynniki przyporządkowane do równań i nierówności opisujących ograniczenia. Po znalezieniu minimum funkcji $\mathscr{L}(P,\zeta,U)$ oraz wyznaczeniu nowego punktu pracy P^I następuje określanie nowych wartości współczynników i parametrów Lagrange'a, które są następnie wykorzystywane do poszukiwania minimum funkcji $\mathscr{L}(P,\zeta,U)$ w następnej iteracji I+I. Obliczenia trwają aż do spełnienia kryterium przerwania.

2.2.3.2. Identyfikacja parametrów schematu zastępczego za pomocą bezgradientowej metody Powella

Celem porównania wybrano warunki identyczne jak w przypadkach opisywanych dla metody najmniejszych kwadratów (p. 2.2.1.3) oraz metody quasi-Newtona (p. 2.2.2.4). Tak samo jak dla dwóch pozostałych omawianych powyżej metod podstawę do określenia funkcji celu stanowiła różnica w przebiegach czasowych obliczonych dla układu oryginalnego oraz zredukowanego. Porównując końcowy przebieg napięcia po identyfikacji parametrów pokazany na rysunku 2.13, można zauważyć - podobnie jak dla wymienionych wyżej metod - duże przybliżenie przebiegów napięciowych otrzymanych po 16 iteracjach w układzie oryginalnym oraz zredukowanym.

Obserwując przebieg zmian identyfikowanych parametrów pokazany na rysunku 2.14 w porównaniu do przebiegu redukcji funkcji celu można stwierdzić, że praktycznie od szóstego punktu pracy funkcja celu nie podlega dalszej redukcji. Obydwa parametry wprawdzie "wracają" do dozwolonego obszaru, jednakże przyjmują wartości tylko niewiele mniejsze od górnych dopuszczalnych, co jest niewątpliwie wadą tej metody.

Zadowalające wyniki końcowe otrzymane za pomocą omawianych metod, przy jednoczesnych wątpliwościach dotyczących przebiegu identyfikacji, jak i rozrzutu parametrów finalnych dla tych metod, wymusiły konieczność przeprowadzenia analizy porównawczej dla układu bardziej złożonego.







Rys. 2.14. Przebieg zmian identyfikowanych parametrów oraz redukcji funkcji celu Fig. 2.14. Changes of the identified parameters and the objective function reduction 2.3. Identyfikacja parametrów układów zredukowanych dla analizy stanów przejściowych o wysokim poziomie składowych swobodnych wyższej częstotliwości

W analizowanych powyżej przykładach zastosowania omówionych metod identyfikacji założono w układzie pokazanym na rysunku 2.4 brak wzajemnych powiązań pomiędzy systemami A i Z oraz J i D. Przy pominięciu tego uproszczenia otrzymanie optymalnej struktury oraz identyfikacja parametrów zredukowanego schematu zastępczego staje się problemem znacznie trudniejszym. Jest to wyraźnie widoczne na rysunku 2.15, gdzie porównano przebiegi przejściowe napięcia w fazie L1 obliczone w układzie oryginalnym i zredukowanym, przy czym parametry układu zastępczego R_{zs1} , X_{zs1} , R_{zs2} , X_{zs3} określone zostały za pomocą metody najmniejszych kwadratów.



Rys. 2.15. Porównanie przebiegów napięć obliczonych w układzie oryginalnym oraz zredukowanym o parametrach zidentyfikowanych za pomocą metody najmniejszych kwadatów

Fig. 2.15. Comparison between voltage waveforms calculated respectively in the basic and reduced systems with the identified parameters received from the the least-square method

W załączniku A.1.3 pokazano na rysunkach A.1.19 oraz A.1.20 te same wyniki otrzymane w układzie zredukowanym, gdzie ww. parametry identyfikowano za pomocą metod quasi-Newtona oraz bezgradientowej Powella. Jak widać, w przeciwieństwie do rezultatów zaprezentowanych w punktach 2.2.1.3, 2.2.2.4 oraz 2.2.3.2, nie otrzymano za pomocą żadnej z metod zadowalającego zbliżenia przebiegu napięcia w układzie zredukowanym w stosunku do przebiegu obliczonego w układzie oryginalnym. Bardzo trudno o jednoznaczną opinię nawet jakościową, która z metod pozwala na uzyskanie większego przybliżenia przebiegów w układach oryginalnym i zredukowanym. Porównanie zmian wartości parametrów podczas identyfikacji, pokazane na rysunku 2.16, może dać złudne wrażenie o szybkości metody quasi-Newtona w porównaniu do dwóch pozostałych.



Rys. 2.16. Porównanie zmian parametrów podczas identyfikacji za pomocą omawianych metod Fig. 2.16. Comparison between identified parameter calculated with use of the discussed methods

Istotnie, za pomocą tej metody proces identyfikacji kończy się już po siódmej iteracji, gdy tymczasem postępując za pomocą metody Powella identyfikacja trwa przez czternaście, zaś metodą najmniejszych kwadratów trzydzieści iteracji. Dokładny odczyt wartości parametrów obliczanych za pomocą metody najmniejszych kwadratów pozwala

jednak zauważyć, że już powyżej trzeciej iteracji pracy wszystkie identyfikowane parametry nie zmieniają swoich wartości i praktycznie identyfikacja przeprowadzana tą metodą mogłaby się zakończyć w tym momencie. Należy zwrócić uwagę, że wyniki te uzyskano podczas obliczeń nie uwzględniających modyfikacji metody najmniejszych kwadratów opisanych w rozdziale 2.2.1.

Obserwując zmiany parametrów otrzymywanych za pomocą metody Powella, można zauważyć wyraźną tendencję do przekroczenia górnej granicznej dopuszczalnej wartości dla identyfikowanej reaktancji $X_{\mu\nu}$. Jak widać na rysunku 2.17, podczas identyfikacji za pomocą metody Powella w czwartej i szóstej iteracji wartość $X_{\mu\nu}$ przekracza górną granicę 2500 Ω , osiągając nawet 3500 Ω .



Rys. 2.17. Porównanie zmian reaktancji X_{ul} podczas identyfikacji za pomocą omawianych metod Fig. 2.17. Comparison of the reactance changes X_{ul} by different identification methods

W przypadku metody quasi-Newtona wartość $X_{\rm st}$ tylko podczas czwartej i piątej iteracji znajduje się w dopuszczalnym zakresie założonym dla tego identyfikowanego parametru. Porównując dodatkowo wartości końcowe wszystkich identyfikowanych parametrów - stwierdzono znaczne różnice przy jednocześnie jakościowo identycznych rezultatach końcowych - można wysnuć wniosek, że w każdym przypadku osiągnięto minimum lokalne funkcji celu. W związku z tym zwiększono dopuszczalny zakres parametrów przy

jednoczesnej zmianie wartości początkowych. Niestety, na podstawie otrzymanych przebiegów końcowych napięcia widać wyraźnie, że za pomocą żadnej z metod nie uzyskano oczekiwanego efektu. Jak wynika z podanego na rysunku 2.18 przebiegu napięcia w układzie zredukowanym, którego parametry wyznaczono za pomocą metody Powella, nie jest on bardziej zbliżony do otrzymanego w układzie oryginalnym w porównaniu do przypadku przedstawionego na rysunku A.1.20. Jedyna różnica to inne wartości końcowe identyfikowanych parametrów - nowe minimum lokalne, przy czym omawiany powyżej parametr X₁₀ osiąga wartość końcową przekraczającą poprzedni górny limit, ale mieszczącą się w nowym zakresie dopuszczalnym. Wskazuje to jednoznacznie na niewłaściwą strukturę przyjętego schematu zastępczego. W tym celu należało poszukiwać innej struktury mogącej odwzorowywać zadany system oryginalny.





Fig. 2.18. Voltage waveforms in Fig.A.1.26 but for increased limited range of the identified parameters and new initial conditions

W wielu publikacjach można znaleźć różne propozycje schematów zastępczych, których struktura określona została w oparciu o własne obliczenia. Jedną z nich jest analizowana dotychczas, złożona z rezystancji i reaktancji połączonych szeregowo. Na rysunku 2.19 podano przykładowo kilka innych układów. Jako pierwszy do analizy wybrano układ typu a) z rysunku 2.19. Jak się okazało, podczas identyfikacji parametrów tego układu zastępczego za pomocą bezgradientowej metody Powella nastąpiło kilkakrotne przekroczenie dozwolonego zakresu (założonego) parametrów.

W konsekwencji, pomimo szeregu modyfikacji, wystąpił brak zbieżności rozwiązania i obliczenia zostały przerwane. Wynika z tego wniosek, że w praktyce nie następuje łatwy powrót do obszaru dozwolonego, tak jak to zakładano w punkcie 2.2.3.

Wyniki końcowe uzyskane za pomocą dwu pozostałych metod również nie są zadowalające. Jak pokazano na rysunku 2.20, obliczenia przerwano dla metody quasi-Newtona po trzynastu, zaś dla



- Rys. 2.19. Przykładowe układy zastępcze wykorzystywane podczas redukcji układu elektroenergetycznego
- Fig. 2.19. Examples of the equivalents used by the reduction of power system

metody najmniejszych kwadratów (rys. A.1.21) po trzydziestej pierwszej iteracji. Różnice w przebiegach napięć otrzymanych w układach oryginalnym i zredukowanym są w dalszym ciągu dość znaczące, tak jak dla układu zastępczego złożonego tylko z rezystancji i reaktancji.

Aczkolwiek celem niniejszej pracy nie było znalezienie optymalnej struktury układu zastępczego, jednak dla zbadania wpływu tej struktury na przebieg identyfikacji wybrano do dalszej analizy układ typu d) z rysunku 2.19, który w niektórych publikacjach [MO1] opisywany jest na podstawie własnych doświadczeń autorów jako optymalny dla analizy stanów przejściowych w układzie elektroenergetycznym. Układ ten wraz z kilkoma innymi schematami [DO2, KI1] próbowano wprowadzić jako stałą procedurę w różnych wersjach programu EMTP. Pomyślne rezultaty testów, za pomocą których uzasadniano skuteczność takiego układu [MO1], nie stanowią wystarczającego warunku dającego pewność

prawidłowego odwzorowania stanów przejściowych obliczanych w tych układach. Uzasadnieniem tego stwierdzenia niech będą wyniki pokazane przykładowo na rysunkach 2.21 i A.1.22 otrzymane odpowiednio za pomocą zmodyfikowanej metody najmniejszych kwadratów oraz quasi-Newtona. Identyfikację przeprowadzono tutaj dla dwóch układów zastępczych złożonych zawierających po 6 elementów R, L, C. Dalsze zwiększanie ilości elementów każdego z układów nie przynosi większych korzyści [SO8].



Rys. 2.20. Przebiegi obliczone w układzie oryginalnym i zredukowanym - typ a) z rys. 2.19, w którym parametry określono za pomocą metody quasi-Newtona

Fig. 2.20. Waveforms calculated in the original and reduced system - type a) from fig. 2.19, for the parameter determined with the help of quasi-Newton-method

Na podstawie przeprowadzonej analizy można stwierdzić, że znacznie większe znaczenie posiada ocena wpływu zmian parametrów na zmianę przebiegu napięcia w układzie zredukowanym. Wpływ ten jest różny w poszczególnych punktach pracy, co ilustrują przykładowe przebiegi pokazane na rysunkach 2.22 oraz 2.23. Przedstawione zależności dla prostego układu zastępczego dotyczą sytuacji, gdy w układzie pokazanym na rysunku 2.4 istnieją powiązania pomiędzy systemami A i Z oraz J i D.

Na przedstawionych w załączniku A zmianach parametrów w schemacie zastępczym podczas identyfikacji za pomocą metod: najmniejszych kwadratów oraz guasi-Newtona

(rys. A.1.23 i A.1.24) ograniczono prezentację pierwszej z ww. metod do pięciu iteracji z powodu braku zmian parametrów oraz redukcji funkcji celu podczas dalszych iteracji. Niewątpliwie główną przyczyną trudności w otrzymaniu zadowalających rezultatów identyfikacji parametrów układów zastępczych opisywanych w niniejszym rozdziale jest wysoki poziom składowych swobodnych wyższej częstotliwości zawarty w przebiegach napięciowych. Bardzo istotnym czynnikiem jest zależność tłumienia tych składowych od częstotliwości. Wprowadzenie do układów zastępczych parametrów zależnych od częstotliwości w pewnym stopniu przyczyniłoby się do osiągnięcia optymalnego układu zredukowanego również w takich przypadkach. Testy przeprowadzone w ramach niniejszej pracy z tego typu układami wykazały, że dodatkowy nakład pracy, polegający na określaniu zastępczej charakterystyki zależności parametrów od częstotliwości dla układów zredukowanych, jak również na wprowadzaniu algorytmów obliczania macierzy impedancji bądź admitancji zastępczej układu, równoważyłby czas zbierania danych oraz obliczeń przeprowadzonych dla złożonego oryginalnego układu elektroenergetycznego.



Rys. 2.21. Przebiegi obliczone w układzie oryginalnym i zredukowanym - typ d) z rys. 2.19, w którym parametry określono za pomocą metody najmniejszych kwadratów

Fig. 2.21. Waveforms calculated in the original and reduced system - type d) from fig. 2.19, where the parameters were obtained with the least-square method

-57-



-58-

Rys.2.22. Wpływ zmian identyfikowanych parametrów schematów zastępczych na zmianę przebiegu napięcia w układzie zredukowanym podczas początkowego punktu pracy

Fig.2.22. Influence of the identified parameters of the equivalents on the change of the voltage waveform in initial working point



Rys.2.23. Wpływ zmian identyfikowanych parametrów schematów zastępczych na zmianę przebiegu napięcia w układzie zredukowanym podczas pierwszego punktu pracy

Fig.2.23. Influence of the identified parameters of the equivalents on the change of the voltage waveform in first working point Zgodnie z opisaną w rozdziale 2.2.1 zmodyfikowaną metodą najmniejszych kwadratów, wykorzystującą kryterium wrażliwości, wprowadzono do programu *MicroTran* [MT1] procedurę umożliwiającą identyfikację parametrów układów zastępczych. Przy zachowaniu identycznych warunków omawianego przykładu powtórzono obliczenia dla układu oryginalnego oraz zredukowanego za pomocą tego programu. Zaskakująco dobre rezultaty identyfikacji parametrów dla prostego układu zastępczego rezystancyjno-reaktancyjnego, uwzględniającego sprzężenia indukcyjne międzyfazowe oraz doziemne, potwierdzone zostaną podczas późniejszej weryfikacji pomiarowej rezultatów obliczeń opisanej w rozdziale 5. Przykład porównania omawianego przebiegu napięciowego dla układu oryginalnego i zredukowanego otrzymanego za pomocą programu *MicroTran* podano na rysunku 2.24.



Rys. 2.24. Porównanie przebiegów napięcia w układzie oryginalnym i zredukowanym obliczonych za pomocą programu *MicroTran*

Fig. 2.24. Comparison of the voltage waveforms in original and reduced system calculated with MicroTran

-59-

2.4. Identyfikacja parametrów układów zredukowanych dla analizy stanów przejściowych nie zawierających składowych swobodnych wyższej częstotliwości

Podstawę do analizy stanowił sygnał prądowy w fazie L3 podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego z ziemią na końcu linii. Za pomocą wszystkich trzech metod otrzymano dość wierne odwzorowanie przebiegów prądowych w układzie oryginalnym oraz zredukowanym. Podczas identyfikacji parametrów za pomocą zmodyfikowanej metody najmniejszych kwadratów konieczne było określanie wrażliwości w odniesieniu do parametrów dominujących tylko w dwóch punktach pracy (początkowym i pierwszym - końcowym), natomiast obliczenia zakończono po 13 iteracjach (rys. 2.25 ÷ 2.26).



- Rys. 2.25. Porównanie przebiegów prądu fazy L3 na początku linii podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego na jej końcu, obliczonych w układzie oryginalnym i zredukowanym za pomocą zmodyfikowanej metody najmniejszych kwadratów
- Fig. 2.25. Comparison of current waveforms in phase L3 at the beginning of line by three-phase nonsimultaneous fault at the end of this line, calculated in original and reduced system with the help of the modified least-square method



Rys. 2.26. Dominacja parametrów podczas identyfikacji Fig. 2.26. Dominance of the parameter during identification

Wpływ zmian identyfikowanych parametrów w schematach zastępczych 1 i 2 (po obydwu stronach badanej linii) na zmianę przebiegu prądu w układzie zredukowanym przedstawiono odpowiednio na rysunkach 2.27 oraz 2.28.

Dominującym parametrem jest rezystancja R_{zs2} oraz w mniejszym stopniu reaktancja X_{zs1} . Zmiany pozostałych parametrów nie wpływają znacząco na redukcję funkcji celu, co jest szczególnie widoczne przy zmianach reaktancji X_{zs2} , osiągającej na końcu obliczeń bardzo dużą wartość.

W przypadku zastosowania metody quasi-Newtona osiągnięte zostało również duże zbliżenie przebiegu prądu obliczonego w układzie oryginalnym oraz zredukowanym (rys. 2.29), pomimo że wartości końcowe identyfikowanych parametrów różnią się od tych otrzymanych poprzednią metodą. Przebieg zmian parametrów podano na rysunku 2.30.



- Rys. 2.27. Wpływ zmian parametrów układu zastępczego 1 na zmianę przebiegu prądu w układzie zredukowanym
- Fig. 2.27. Influence of the equivalent system 1 parameters variance on the change of the current waveform in the reduced system



- Rys. 2.28. Wpływ zmian parametrów układu zastępczego 2 na zmianę przebiegu prądu w układzie zredukowanym
- Fig. 2.28. Influence of the equivalent system 2 parameters variance on the change of the current waveform in the reduced system



- Rys. 2.29. Porównanie przebiegów prądu fazy L3 na początku linii podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego na jej końcu, obliczonych w układzie oryginalnym i zredukowanym za pomocą zmodyfikowanej metody quasi-Newtona
- Fig. 2.29. Comparison of current waveforms in phase L3 at the beginning of line by three-phase nonsimultaneous fault at the end of this line, calculated in original and reduced system with the help of the quasi-Newton method





Podobnie jak w poprzednich przykładach, wyniki otrzymane za pomocą metody bezgradientowej są dyskusyjne. Wprawdzie przebieg końcowy prądu po identyfikacji parametrów, tak jak to pokazano na rysunku 2.31, można uznać za dostatecznie zbliżony do prądu otrzymanego w układzie oryginalnym, jednak wartości końcowe dwóch parametrów w układzie zastępczym X_{u1} oraz X_{u2} przekraczają założone dopuszczalne zakresy (rys. 2.32). Należy zwrócić uwagę, że w przypadku reaktancji X_{u1} jest to wartość mniejsza od zera.



Rys. 2.31. Porównanie przebiegów prądu fazy L3 na początku linii podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego na jej końcu, obliczonych w układzie oryginalnym i zredukowanym za pomocą bezgradientowej metody Powella

Fig. 2.31. Comparison of the current waveforms in phase L3 at the begining of the line during nonsimultaneous three-phase fault at the end of line, calculated in original and reduced network with the help of Powell method



Rys.2.32. Zmiany parametrów podczas identyfikacji metodą Powella Fig. 2.32. Variance of the parameters during Powell identification method

2.5. Uwagi końcowe

Dla symulacji przebiegów przejściowych podczas złożonych zakłóceń niejednoczesnych korzystne jest wykorzystywanie układów zastępczych odwzorowujących część systemu zasilającego, w której przebiegi prądów i napięć nie stanowią przedmiotu zainteresowania podczas badań. Zastosowanie takich układów zredukowanych przynosi niewątpliwy zysk w postaci znacznie skróconego czasu obliczeń, co ilustrują wartości podane w tablicy 2.2 dla układów oryginalnego i zredukowanego podczas obliczeń dokonanych dla tych samych warunków zakłóceniowych (przebiegi na rysunku 2.4). Oczywiście, nie bez znaczenia jest

narzędzie obliczeń, co wykazują porównania podane w tablicy, jednak przy bardzo złożonych układach zawierających kilkadziesiąt tysięcy węzłów obliczenia w układzie oryginalnym nawet na najszybszych komputerach może trwać kilka godzin. Należy podkreślić, że wszystkie linie przesyłowe w.n. w układzie oryginalnym odwzorowane były za pomocą modeli Martiego o parametrach rozłożonych zależnych od częstotliwości, jak również z uwzględnieniem wpływu zjawiska naskórkowości.

Dane przytoczone w tablicy podano dla programu *MicroTran-32*, najnowszej wersji wykorzystującej 32-bitowy *extended memory* kompilator, stanowiącej w chwili pisania niniejszej pracy najszybszy program symulacyjny do badania elektromagnetycznych stanów nieustalonych w elektroenergetyce.

Tablica	2.2
---------	-----

Porownanie	czasow	obliczeń	W	układzie	zredu	kowanym	i	oryginalnym
------------	--------	----------	---	----------	-------	---------	---	-------------

		UKŁAD	ZREDUKC	WANY	UKŁAD ORYGINALNY			
RODZAJ KOMPUTERA		486 DX2/33	486 DX4/100	pentium 100	486 DX2/33	486 DX4/100	pentium 100	
CZAS OBLICZEŃ [S]		20	8	1	174	72	33	
	WĘZŁÓW		16		100			
LICZBA	GAŁĘZI	12			120			
	ELEMENTÓW MACIERZY Y	40			407			

Otrzymanie wiarygodnych wyników w układzie zredukowanym będzie jednak możliwe przy spełnieniu dwóch warunków:

- element układu, dla którego przebiegi prądowe i/lub napięciowe mają być określone w stanach przejściowych, musi być odwzorowany bez jakichkolwiek uproszczeń z uwzględnieniem wszystkich czynników takich jak np. sprzężenia indukcyjne, pojemnościowe, zależności parametrów od częstotliwości itp.,
- część układu podlegająca redukcji musi być odwzorowana za pomocą schematów zastępczych, których parametry zostaną identyfikowane za pomocą odpowiedniej metody optymalizacji.

Przeprowadzona powyżej analiza metod optymalizacji dla identyfikacji parametrów schematów zastępczych pozwala na ich ocenę z uwagi na porównania dokonane dla tych samych warunków.

-67-

Zaproponowana w niniejszej pracy modyfikacja opisana w rozdziale 2.2.1, przetestowana dla sygnałów o dużym poziomie składowych swobodnych wyższej częstotliwości za pomocą programu *MicroTran* oraz dla sygnałów o niskim poziomie tych składowych za pomocą programu *NETOMAC*, pozwala na zastosowanie tej metody do identyfikacji parametrów w schematach zastępczych wykorzystywanych w badaniach stanów nieustalonych. Metoda quasi-Newtona pozwala bardzo szybko osiągnąć minimum funkcji celu, chociaż dla sygnałów zawierających wysoki poziom składowych swobodnych wyższej częstotliwości nie zawsze jest skuteczna. Dotyczy to szczególnie sytuacji, gdy rdzeń układu nie podlegający redukcji jest połączony z wieloma liniami przesyłowymi. W tym przypadku metoda ta będzie efektywna, gdy linie te znajdą się w rdzeniu układu, jako elementy o parametrach zależnych od częstotliwości. Alternatywą może być opracowanie schematu zastępczego o parametrach zależnych od częstotliwości.

Szeroko reklamowana, mająca zdecydowanie poprawić efektywność otrzymywania szybkich rozwiązań, metoda Powella z uwagi na możliwość pominięcia kłopotliwego numerycznego obliczania pochodnej funkcji celu jest w większości przypadków analiz przebiegów przejściowych w układzie elektroenergetycznym zawodna, głównie z powodu ograniczeń zakresów dla identyfikowanych parametrów.

W przeciwieństwie do tego bardzo dobre wyniki identyfikacji otrzymano za pomocą zmodyfikowanej metody najmniejszych kwadratów, co potwierdziła późniejsza weryfikacja (rozdział 5).

Należy podkreślić, że proponowana metoda jest uniwersalna, mogąca mieć zastosowanie dla dowolnego schematu zastępczego. Jak wykazano powyżej, w niektórych przypadkach może to być bardzo prosty układ złożony z dwóch elementów.

and the first of the V-later control of the State of the

3. OPTYMALNY MODEL LINII PRZESYŁOWEJ WYSOKICH NAPIĘĆ W STANACH ZAKŁÓCENIOWYCH

Założony cel analizy wymuszał traktowanie linii przesyłowej jako elementu (rdzenia) układu nie podlegającego redukcji. Wymagania dotyczące modelu linii przesyłowej wynikały z konieczności dokładnego odwzorowania przebiegów przejściowych podczas złożonych zakłóceń zawierających składowe swobodne wyższej częstotliwości.

Podczas badań symulacyjnych przebiegów przejściowych w układzie elektroenergetycznym prawie zawsze występuje problem właściwego odwzorowania linii przesyłowych (napowietrznych lub kablowych). Zastosowane do tych celów odpowiednie modele muszą, w zależności od postawionego zadania, spełniać wymagania uzyskiwania wyników o określonej dokładności. Linia w rzeczywistości stanowi (jako jedyny) element układu elektroenergetycznego o parametrach równomiernie rozłożonych. Badania komputerowe stanów przejściowych w liniach o parametrach rozłożonych wymagają zatem zastosowania odpowiednich metod numerycznych. Mające szerokie zastosowanie modelowanie linii za pomocą układu połączonych szeregowo elementów zastępczych - trójfazowych czwórników uwzględniających sprzężenia indukcyjne i pojemnościowe - może, jak to zostanie wykazane poniżej, prowadzić do błędnych rezultatów objawiających się występowaniem składowych sztucznych nie istniejących w układach rzeczywistych. Źródłem błędnych oscylacji występujących podczas obliczeń numerycznych może być również brak uwzględniania zjawiska ulotu oraz wpływu częstotliwości na parametry linii, przede wszystkim na parametry składowej zerowej.

3.1. Zależność parametrów linii od częstotliwości

Prawie wszystkie współczesne programy komputerowe stosowane do obliczania parametrów linii wysokich napięć korzystają z reguły Carsona [CA1]. Szereg metod wyprowadzonych przez różnych autorów stanowi rozwinięcie tej reguły, przy czym uzyskiwane wyniki różnią się między sobą maksymalnie o 10% (w zakresie od 100 Hz do 10 kHz).

Podstawowe równanie macierzowe opisujące model linii (3.1) zawiera macierze napięć *u*, prądów *i*, impedancji *Z* oraz admitancji *Y*.

$$-\frac{du}{dx} = \mathbf{Z} \cdot \mathbf{i}$$

$$-\frac{di}{dx} = \mathbf{Y} \cdot \mathbf{u}$$
(3.1)

Zgodnie z regułą Carsona [CA1] elementy macierzy Z określone są za pomocą następujących relacji:

- dla impedancji własnej:

$$Z_{ii} = (R_{i\cdot w} + \Delta R_{ij}) + f(\omega \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \frac{2h_i}{r_i} + X_{i\cdot w} + \Delta X_{ij}), \qquad (3.2)$$

- dla impedancji wzajemnej:

$$Z_{ik} = Z_{ki} = \Delta R_{ik} + j(\omega \frac{\mu_0}{2\pi} ln \frac{D_{ik}}{d_{ik}} + \Delta X_{ik}), \qquad (3.3)$$

przy czym:

h;

R _{i-w}	- rezystancja wewnętrzna i-tego przewodu w Ω /jednostkę długości,
X _{i-w}	- reaktancja wewnętrzna i-tego przewodu,
$\Delta R, \Delta X$	- współczynniki korekcyjne uwzględniające wpływ oddziaływania ziemi,
r,	- promień i-tego przewodu,

oraz zgodnie z rysunkiem 3.11, na którym pokazano przykładowo zależności dla trzech przewodów:

- wysokość zawieszenia i-tego przewodu nad ziemią
- D_{ik} odległość pomiędzy i-tym przewodem oraz odbiciem fikcyjnym k-tego
 przewodu,

d_{ik} - odległość pomiędzy przewodami *i*-tym oraz k-tym.

-69-
Współczynniki Carsona ΔR oraz ΔX wprowadzone celem uwzględnienia wpływu oddziaływania gruntu są zależne od parametru a:





 $D = 2h_i$, dla impedancji własnej, $D = D_{ik}$ dla impedancji wzajemnej, rezystancja gruntu w $[\Omega m]$.

Ponadto współczynniki Carsona są funkcjami kata ϕ , który dla impedancji własnej = 0, natomiast dla impedancji wzajemnej - zgodnie z rysunkiem 3.1 -

Fig. 3.1. Geometric relationships by Carson's formula

W załączniku B opisano metodę obliczania parametrów linii dla różnych częstotliwości oraz zestawiono przykła-

dowe wyniki obliczeń macierzy parametrów linii dla różnych częstotliwości. Jak wynika z przytoczonych w tablicy 3.1 parametrów, wartości rezystancji jednostkowych szczególnie dla składowej zerowej - bardzo silnie rosną wraz ze wzrostem częstotliwości, indukcyjność jednostkowa linii w bardzo małym stopniu zależna jest od częstotliwości, zaś oczywistym faktem jest całkowita niezmienność pojemności jednostkowej linii wraz ze wzrostem częstotliwości. Potwierdzają to zależności pokazane na rysunku 3.3. Zarówno wartości parametrów podane w tablicy 3.1, jak i zależności z rysunku 3.3 dotycza linii jednotorowej, dla której schemat konstrukcji wsporczej oznaczono jako A na rysunku 3.2. Rysunek ten przedstawia ponadto porównanie zależności rezystancji jednostkowych dla składowej zerowej oraz zgodnej dla linii o różnych konstrukcjach wsporczych: A jednotorowej, B - dwutorowej z jedną linką odgromową, C - dwutorowej z dwoma linkami odgromowymi, D - dwutorowej 9-fazowej (dwa systemy napięciowe prowadzone na tej samej konstrukcji wsporczej). Wybrano celowo różne konstrukcje wsporcze krajowe

i zagraniczne, pracujące w warunkach normalnych (A, B), jak również w warunkach tropikalno-pustynnych (C) oraz wysokogórskich (D).





Tablica 3.1

Parametry linii jednotorowej (A na rysunku 3.2) dla składowej zerowej i zgodnej

	Składowa zerowa				Składowa zgodna					
f [Hz]	α_{o} Np/km *10 ⁻⁷	β ₀ rad/km *10 ⁻⁴	r _o Ω/km *10 ⁻¹	l _o mH/km	с _о µF/km *10 ⁻²	α ₁ Np/km *10 ⁻⁷	β ₁ rad/km *10 ⁻⁴	r ₁ Ω/km *10 ⁻¹	l ₁ mH/km	c ₁ μF/km *10 ⁻¹
0	0.2866	0.00029	0.3590	8.898	0.7285	0.3500	0.00035	0.3590	1.077	0.10861
10	692.2	3.286	0.9937	3.587	0.7285	554.7	2.219	0.3607	1.076	0.10861
100	2568	25.41	2.851	2.222	0.7285	648.4	21.41	0.4068	1.068	0.10861
1000	0037	241.4	10.48	2.023	0.7285	1456.0	213.8	0.9121	1.066	0.10861
1000	82140	2295.	82.36	1.828	0.7285	5599.	2136.	3.506	1.065	0.10861
10000	516000	21950	495.7	1.674	0.7285	3630.	21330.	22.70	1.061	0.10861
100000	218600.	214700.	2050.	1.602	0.7285	19130.	213000	119.4	1.058	0.10861





składowej zerowej oraz zgodnej Fig. 3.3. Zero and positive sequence parameter dependence: for sin h in the initial

Fig. 3.3. Zero and positive sequence parameter dependences for single-circuit line with tower construction showed in Fig 3.2 - A



Rys. 3.4. Porównanie zależności rezystancji jednostkowych od częstotliwości dla linii o różnych kostrukcjach wsporczych
 Fig. 3.4. Comparison of the frequency dependence of the resistance provide a linii o różnych resistance provide a linii o ró

Fig. 3.4. Comparison of the frequency dependence of the resistance per unit for lines with different tower constructions

Jak widać z porównania zależności pokazanych na rysunku 3.4, dla wszystkich rodzajów linii występuje bardzo silna zależność rezystancji składowej zerowej od częstotliwości oraz dla częstotliwości większej od 500 Hz (dla linii o konstrukcji wsporczej typu D dla częstotliwości większej od 5 kHz) również dla rezystancji składowej zgodnej.

W niniejszej pracy wykorzystane będą tylko zależności do 100 kHz zgodnie z założonym zakresem badanych składowych swobodnych. Dla analizy przebiegów przejściowych zawierających składowe o wyższych częstotliwościach należałoby dodatkowo uwzględnić wpływ niejednorodności gruntu.

3.2. Modelowanie linii z uwzględnieniem wpływu wyższych częstotliwości

3.2.1. Odwzorowanie parametrami skupionymi

W zależności od tego czy linia modelowana jest za pomocą parametrów skupionych czy rozłożonych, stosowane są dodatkowe obwody uwzględniające wpływ wyższych częstotliwości na parametry linii. W przypadku modelowania linii za po-



Rys. 3.5. Układ uwzględniający wpływ częstotliwości na parametry liniiFig. 3.5. Frequency-dependentlinerepresentation

mocą łańcucha elementów zastępczych najbardziej korzystnym rozwiązaniem z punktu widzenia minimalnej ilości dodatkowych równań jest układ pokazany na rysunku 3.5 [SI1, SO7]. Impedancja dla tego układu określona jest wzorami (3.5) i (3.6), przy czym parametry $R_{1,k}$ $L_{1,k}$... stanowią poszukiwane parametry zastępcze dla aproksymacji zależności nieliniowej.

$$R(\omega) = \sum_{k=1}^{n} \frac{R_{1,k}R_{2,k}(R_{1,k} + R_{2,k}) + \omega_i^2(L_{1,k}^2 R_{2,k} + L_{2,k}^2 R_{1,k})}{(R_{1,k} + R_{2,k})^2 + \omega_i^2(L_{1,k} + L_{2,k})^2}$$
(3.5)

$$\omega L(\omega) = \sum_{k=1}^{n} \omega_{i}^{2} \frac{L_{2,k} R_{1,k_{2}} + L_{1,k} R_{2,k}^{2} + \omega_{i}^{2} L_{1,k} (L_{1,k} + L_{2,k})}{(R_{1,k} + R_{2,k})^{2} + \omega_{i}^{2} (L_{1,k} + L_{2,k})^{2}}$$
(3.6)

Na podstawie danej charakterystyki zależności parametrów linii od częstotliwości oraz wykorzystując metodę numeryczną Newtona-Raphsona uzyskuje się wyżej pokazany zastępczy układ szeregowo połączonych układów równoległych *R,L*, przy czym ich liczba zależna jest od wymaganego zakresu aproksymacji.

Podczas odwzorowania linii za pomocą parametrów skupionych należy pamiętać, że częstotliwość składowej swobodnej, która ma być w miarę dokładnie odwzorowana, musi być mniejsza niż częstotliwość własna pojedynczego czwórnika. Teoretycznie wiadomo, że wzrost liczby czwórników powoduje zwiekszanie się zgodności pomiędzy częstotliwościa własną linii modelowanej za pomocą parametrów rozłożonych oraz łańcucha czwórników. Jednak składowe o najniższej częstotliwości, które w przebiegach przejściowych dominuja, mogą być wystarczająco dokładnie odwzorowane za pomoca układu złożonego już z kilku czwórników. Z drugiej strony, przy podwojeniu liczby czwórników wchodzacych w skład układu wzrasta również około dwukrotnie najwyższa czestotliwość własna układu. Ponieważ najwyższa częstotliwość obliczanego przebiegu decyduje o wymaganym kroku obliczeniowym (wraz ze wzrostem ilości czwórników wzrasta liczba równań wchodzacych w skład układu - w konsekwencji wydłuża się czas obliczeń), przy zastosowaniu metody całkowania numerycznego funkcji nieuwikłanej należałoby założyć modelowanie linii za pomocą możliwie jak najmniejszej liczby czwórników. Szczególnie wtedy gdy parametry linii powinny być zależne od częstotliwości - w tej sytuacji może się wydarzyć, że wraz ze wzrostem liczby czwórników pojawia się w modelu linii składowe, które w rzeczywistym układzie w ogóle nie występują. Należy bowiem pamiętać, że pojemności na końcu lub na początku czwórnika wraz z indukcyjnościami tam zainstalowanymi sa przyczyna pojawienia się nowych fikcyjnych składowych.

Porównanie przebiegów przejściowych napięcia obliczonych dla tych samych warunków pracy układu oraz różnych modelach linii w najlepszy sposób obrazuje przytoczone powyżej rozważania. Przedstawiony na rysunku 3.6 oscylogram napięcia fazy L1 na początku linii otrzymano podczas pomiarów wykonanych w systemie 380 kV [ER1, SO12] w warunkach zwarcia jednofazowego z ziemią tej fazy na końcu linii. Warunki pomiarów oraz schemat układu przedstawione zostaną w rozdziale 5 dotyczącym weryfikacji wyników obliczeń numerycznych. Pokazane na kolejnych rysunkach przebiegi uzyskano dla tych samych warunków zwarcia dla linii modelowanej za pomoca: jednego (rys.3.7),

dziesięciu (rys.3.8) oraz pięćdziesięciu (rys. 3.9) czwórników trójfazowych z uwzględnieniem wszystkich sprzężeń pojemnościowych oraz indukcyjnych.



Jak widać, zwiększanie liczby elementów zastępczych - trójfazowych czwórników nie przynosi oczekiwanych efektów w postaci - przynajmniej jakościowego - zbliżenia przebiegów napięć obliczonych i pomierzonych w układzie rzeczywistym, ponadto wywołuje rezultat przeciwny do zamierzonego przez wzrost amplitudy składowych oscylacyjnych. Biorąc pod uwagę dodatkowy czynnik wydłużenia czasu obliczeń spowodowany wzrostem liczby równań różniczkowych opisujących układ, należałoby bezwzględnie odrzucić ten sposób modelowania linii przesyłowej podczas analizy numerycznej stanów przejściowych. W przypadkach konieczności odwzorowania linii za pomocą parametrów skupionych należy ograniczyć liczbę czwórników do minimum, natomiast "zaoszczędzoną" w ten sposób liczbę równań można "wykorzystać" dla układów tłumiących (rys. 3.5).

3.2.2. Modelowanie za pomocą parametrów rozłożonych

Dla modelu linii o parametrach rozłożonych zależność parametrów od częstotliwości uwzględnia się przez zastosowanie tzw. modelu Martiego [MA1], stanowiącego optymalne rozwiązanie z punktu widzenia dokładności



Fig. 3.10. Marti-model

oraz szybkości obliczeń. W modelu tym zastosowano aproksymację zależności impedancji od częstotliwości za pomocą układu połączonych łańcuchowo elementów *R-C*, jak to pokazano na rysunku 3.10. Układ ten realizuje aproksymację impedancji charakterystycznej linii $Z_c(\omega)$ w postaci funkcji (3.7):

$$Z_{c-aprox}(p) = k_0 + \frac{k_1}{p+p_1} + \frac{k_2}{p+p_2}, \dots \frac{k_n}{p+p_n},$$
(3.7)

przy czym zgodnie z rysunkiem 3.10:

$$R_0 = k_0, \quad R_i = \frac{k_i}{p_i}, \quad C_i = \frac{1}{p_i}, \quad \dots \quad i = 1, \dots, n$$
 (3.8)

Model Martiego jest modyfikowany w kolejnych wersjach programu MicroTran, przy czym w przeciwieństwie do metody numerycznej trapezów zastosowanej w programie źródłowym wykorzystano całkowanie numeryczne funkcji uwikłanej, natomiast metoda oparta jest na rekursywnym splocie, pomimo że wśród autorów programu EMTP nie ma zgodności odnośnie do tego, czy metoda ta jest lepsza od metody trapezów [DO3]. Model Martiego w porównaniu do podobnych modeli linii uwzględniających zależność parametrów linii od częstotliwości, takich jak przykładowo model Semlyena wprowadzony m.in. do wersji ATP programu EMTP [SE1], wykazuje dużą dokładność oraz zbieżność rozwiązania. Innym zastępczym rozwiązaniem, stosowanym między innymi w programie *NETOMAC*, jest wprowadzanie w zbiorze danych wejściowych, zazwyczaj pomijanych, wartości konduktancji poprzecznych G; przy założeniu że $R \cdot G = 10^{-8}$. W pracy [SO7] wykazano, że metoda taka nie przynosi zadowalających rezultatów.

-77-

Zupełnie błędne jest, stosowane przez niektórych autorów, wprowadzanie wartości parametrów składowej zerowej stałych dla określonej wyższej częstotliwości dominującej w przebiegu nieustalonym. Takie rozwiązanie przynosi wprawdzie "efekt" w postaci tłumienia składowych swobodnych wyższych częstotliwości, jednocześnie jednak powoduje dodatkowe tłumienie składowej nieokresowej prądu. Jest to widoczne na rysunku 3.11, gdzie porównano przebiegi przejściowe prądów i napięć na początku linii dwustronnie zasilanej, podczas niejednoczesnego zwarcia dwufazowego z ziemią, przy czym przebiegi na rysunku otrzymano na modelu z parametrami składowej zerowej dla częstotliwości f=50 Hz, f=5000 Hz oraz modelu Martiego.



Rys. 3.11. Porównanie przebiegów napięciowych i prądowych obliczonych na modelech z parametrami:
a) stałymi dla f=50 Hz, b) stałymi dla f=5000 Hz, c) zależnymi od częstotliwości
Fig. 3.11. Comparison of voltage and current waveforms calculated by models with parameters:
a) constant by f=50 Hz, b) constant by f=5000 Hz, c) frequency dependent

Jakościowy oraz ilościowy błąd rezultatów otrzymanych na modelu linii o parametrach rozłożonych niezależnych od częstotliwości pokazuje porównanie na rysunku 3.12 przebiegów napięć dla tych samych warunków jak w rozważanym w p.3.2.1 przykładzie (rys. 3.6 - 3.9).



Rys. 3.12. Porównanie przebiegów przejściowych napięcia na początku linii obliczonych dla układu z modelem linii z parametrami rozłożonymi stałymi oraz zależnymi od częstotliwości
Fig. 3.12. Comparison of voltage and current waveforms at the begining of the line calculated in the network with distributed line parameters - constant and frequency dependent line parameters

W przebiegu napięciowym, otrzymanym w układzie z linią odwzorowaną za pomocą parametrów zależnych od częstotliwości (model Martiego), po czasie 60 ms praktycznie nie występują składowe swobodne wyższej częstotliwości, podczas gdy przebieg napięcia w tym samym czasie otrzymany w układzie z linią odwzorowaną za pomocą parametrów stałych jest bardzo zniekształcony na skutek obecności składowych o znacznej amplitudzie. Różnice amplitud napięć są znaczne: dla modelu o stałych parametrach maksymalny "pik" napięcia chwilowego wynosi 1.6 U_N, w przeciwieństwie do modelu z parametrami zależnymi od częstotliwości, gdzie nie pojawiają się żadne przepięcia. Porównania przebiegów w fazach nie dotkniętych zakłóceniem przedstawiono w załączniku **B1.1**.

3.3. Uzasadnienie konieczności odwzorowania zjawiska naskórkowości

Wprowadzone w przeszłości pojęcie średniego promienia geometrycznego zostało zaakceptowane i zastosowane w wielu współczesnych programach komputerowych użytkowych (bardzo często jako pojęcie promienia zastępczego) dla przewodów wykonanych z materiałów niemagnetycznych, dla których zjawisko naskórkowości może być ignorowane. W takim przypadku dla niemagnetycznego okrągłego pełnego przewodu przy niskiej częstotliwości obowiązuje relacja (3.9):

$$l = e^{-\frac{1}{4}}$$
 (3.9

gdzie

r_a - promień zastępczy,

r - promień rzeczywisty przewodu.

1

Dla przewodów wykonanych z materiałów magnetycznych o określonej przenikalności magnetycznej μ obowiązuje relacja (3.10):

$$\frac{q}{r} = e^{-\frac{\mu_r}{4}}$$
. (3.10)

Przy uwzględnieniu zjawiska naskórkowości operowanie pojęciem średniego promienia geometrycznego nie jest uzasadnione, stąd w dalszej części pracy stosowana będzie nazwa promienia zastępczego, pomimo że w instrukcji obsługi programu EMTP używa się (niesłusznie) nazwy GMR (geometric mean radius) [AT1, EM1].

Promień zastępczy zależny jest od przenikalności magnetycznej przewodu, rodzaju przewodu oraz częstotliwości. Dla bardzo wysokich częstotliwości promień zastępczy $r_q=r$, gdy całkowity prąd płynie przez powierzchnię przewodu.

Wzajemną zależność pomiędzy promieniem zastępczym r_q oraz reaktancją wewnętrzną występującą we wzorze (3.2) określa relacja (3.11):

$$\frac{r_q}{r} = e^{-X_{\pi}/(\omega \frac{\mu_0}{2\pi})} .$$
(3.11)

-81-

-80-

Reaktancja wewnętrzna X_w , którą można obliczyć w zależności od rodzaju i geometrii danego przewodu, nie stanowi jednak dla obliczeń stanów przejściowych w układach przesyłowych decydującego znaczenia [EM1]. Uwzględnienie zjawiska naskórkowości tylko w niewielkim stopniu powoduje zmniejszanie wartości indukcyjności wewnętrznej L_w wraz ze wzrostem częstotliwości. Wpływ ten w znacznie większym stopniu widoczny jest przy obliczaniu rezystancji R_w .



Do obliczeń wartości rezystancji i reaktancji przewodów wielodrutowych zakłada się najczęściej przewody zastępcze prętowe (jednodrutowe) o tej samej średnicy zewnętrznej. Zaproponowana dla dokładnych obliczeń przewodów wielodrutowych reguła Gallowaya [GA1] nie jest optymalna przy uwzględnieniu zjawiska naskórkowości. Dotyczy to szczególnie zakresu częstotliwości poniżej 2000 Hz, dla którego wyniki uzyskane za pomocą tej reguły są bardzo wątpliwe. Z przeprowadzonych testów wynika ponadto, że za pomocą tej reguły uzyskuje się również błędne rezultaty, gdy liczba linek jest mniejsza niż 6 lub większa niż 24 [MT1]. Dla obliczeń w liniach złożonych z przewodów staloaluminiowych można założyć przewody rurowe z uwagi na pomijalny wpływ linek stalowych znajdujących się wewnątrz przewodu.

Na rysunku 3.13 porównano przykładowo zależność rezystancji dla składowej zgodnej przewodu AFL8 od częstotliwości obliczoną przy założeniu braku wpływu naskórkowości oraz przy jej uwzględnieniu. Jak widać, powyżej częstotliwości 100 Hz występują widoczne różnice wartości tej rezystancji, co może mieć istotny wpływ na wyniki obliczeń przebiegów przejściowych podczas zwarć w układzie. Obrazuje to wyraźnie porównanie przebiegów przejściowych napięć podczas zwarcia dwufazowego w linii jednotorowej (konstrukcja A na rysunku 3.2), które przedstawiono na rysunkach 3.14 i 3.15. Przebiegi te obliczono na początku linii o długości 30 km, natomiast zwarcie faz L1 i L2 (bez udziału ziemi) symulowano na jej końcu. Wyraźne różnice w tłumieniu składowych oscylacyjnych otrzymane dla obydwu przypadków odwzorowań linii: z parametrami obliczonymi bez i z uwzględnieniem wpływu naskórkowości, uzasadniają bezwzględną konieczność - przy obliczaniu stanów nieustalonych w liniach - uwzględnienia tego zjawiska. Należy podkreślić, że w obydwu przypadkach zastosowano omawiany powyżej w rozdziałe 3.2, model Martiego, co oznacza, że zależność parametrów linii od częstotliwości spowodowana oddziaływaniem ziemi została uwzględniona.



Rys. 3.14. Przebiegi napięć na początku linii Rys. 3.15. dotkniętej zwarciem dwufazowym L1-L2 na jej końcu, dla modelu linii z parametrami bez wpływu naskórkowości Fig. 3.15.
Fig. 3.14. Voltage waveforms at the begining of the line for phase-to-phase L1-L2 fault at the end of line for the line model

without skin effect



Rys. 3.15. Przebiegi napięć jak na rysunku 3.14, ale z uwzględnieniem wpływu zjawiska naskórkowości na parametry linii
Fig. 3.15. Voltage waveforms as in Fig. 3.14 but with skin effect

3.4. Warunki i możliwości uwzględnienia wpływu ulotu dynamicznego w modelu linii

Oprócz strat w ziemi oraz zjawiska naskórkowości, istotnym czynnikiem mogącym powodować tłumienie składowych swobodnych w przebiegach przejściowych jest ulot. Dotychczasowe badania analityczne oraz eksperymentalne związane z ulotem dotyczyły wpływu ulotu na stromość i wartość szczytową fal udarowych.

Dostosowując się do powszechnie przyjętej kwalifikacji stanów przejściowych, należałoby rozpatrywać zjawiska związane z ulotem dynamicznym w zakresie mikrosekundowym. Mając na uwadze to oraz (jako jeden z celów niniejszej pracy) analizę przebiegów przejściowych jako sygnałów wejściowych dla elektroenergetycznej automatyki zabezpieczeniowej, należało na początku opracować model linii przesyłowej, spełniający warunek prawidłowego odwzorowania wpływu ulotu dynamicznego na fale udarowe. Dopiero po uzyskaniu dokładnego modelu ulotu dynamicznego można było rozszerzyć badania na zakres milisekundowy.

Opracowanie modelu ulotu dynamicznego, uzupełniającego model linii dla celów badań przebiegów przejściowych, jest na samym wstępie bardzo utrudnione. Wybór jednego z modeli, zaproponowanych przez licznych autorów zajmujących się tym zagadnieniem, jest praktycznie niemożliwy z uwagi na fakt, że np. wzory podane przez przez autorów, oparte na wynikach ich własnych badań laboratoryjnych, określające straty ulotowe w zasadniczy sposób różniły się między sobą. Przykładowo, wzory wyprowadzone przez Peeka [PE1] pomimo wielu krytycznych analiz, czasami wykazujących całkowita nieprzydatność w zakresie napięć bliskich napięcia początkowego ulotu [PR1], do dzisiaj znajdują zastosowanie w podręcznikach techniki wysokich napięć. Również na podstawie porównania rezultatów, otrzymanych na drodze eksperymentalnej oraz analitycznej, niezwykle trudno jest stwierdzić, które z wyprowadzonych wzorów stanowić mogą bazę do analizy wpływu ulotu na zjawiska przejściowe w liniach najwyższych napięć. Wynika to z faktu, że pole elektryczne występujace podczas wyładowań ulotowych ma niezwykle skomplikowany charakter. Z uwagi na złożoność tego zjawiska jak dotad nie znaleziono uniwersalnej metody pozwalającej na uwzględnienie ulotu dynamicznego podczas obliczeń odkształceń fal udarowych w liniach w.n. Zmiany wielu parametrów mają charakter stochastyczny, co powoduje wybór wartości przecietnych na podstawie wyników badań

eksperymentalnych, upraszczając wprawdzie w znacznym stopniu model ulotu, jednak otrzymane rezultaty będą obarczone błędem. Z tego powodu w wielu przypadkach występują bardzo duże różnice pomiędzy wynikami otrzymanymi na drodze pomiarowej i za pomocą obliczeń.

3.4.1. Matematyczny model ulotu

Większość proponowanych w literaturze rozwiązań uwzględnienia wpływu ulotu dynamicznego w modelu linii polega na wprowadzeniu do tego modelu dodatkowych układów zawierających nieliniowe rezystancje oraz pojemności. Parametry tych układów są zależne od napięcia i mogą być określone z charakterystyki ładunek-napięcie otrzymanej na drodze pomiarowej. Charakterystyka ta zawiera dynamiczną pętlę histerezy. Przykładowy przebieg zależności q=f(u) pokazano na rysunku 3.16.



Fig. 3.16. Charge-voltage characteristic q=f(u)

Poniżej napięcia krytycznego dla danego przewodu ładunek ma charakter czysto pojemnościowy i jest liniowo zależny od napięcia. Ściślej, w zakresie od zera do u_p

-84-

(napięcie początkowe ulotu) dla każdego punktu tangens kąta nachylenia krzywej określony jest pojemnością geometryczną przewodu (3.12).

$$F_{g} = \frac{2\pi\varepsilon_{0}}{\ln\frac{2h}{r}} \left[\frac{F}{m}\right]$$
(3.12)

Powyżej napięcia początkowego dla każdego punktu tangens kąta nachylenia krzywej określony jest wartością:

$$c_d = \frac{\partial q}{\partial u} , \qquad (3.13)$$

która może być nazywana pojemnością dynamiczną, aczkolwiek nazwa ta nie posiada fizycznego uzasadnienia. Wielkość ta może być wprowadzona do równań falowych linii bezstratnej:

$$-\frac{\partial i}{\partial x} = c_d \frac{\partial u}{\partial t}$$

$$-\frac{\partial u}{\partial x} = \frac{\partial \phi}{\partial t}$$
(3.14)

Pojemność dynamiczna c_d jest zawsze większa od pojemności geometrycznej c_g , przy czym często określana jest jako średnie nachylenie krzywej q=f(u) dla odcinka pomiędzy punktami [u(t), q(t)] oraz $[u(t-\Delta t), q(t-\Delta t)]$, natomiast dla konkretnego czasu - t może być obliczana na podstawie relacji (3.15):

$$C_d = \frac{q(t) - q(t - \Delta t)}{u(t) - u(t - \Delta t)} .$$
(3.15)

Dla określonego napięcia początkowego u_p w liniach wysokich napięć przeciętna wartość stosunku c_d/c_g w tym punkcie wynosi od 1.16 do 1.25.

Początkowe napięcie u_p wynika bezpośrednio z krytycznego natężenia pola E_{kr} , które można obliczyć korzystając z jednego z wielu wzorów podanych w literaturze. Jak już to stwierdzono powyżej, wartości obliczone z tych wszystkich wzorów znacznie różnią się między sobą. Znana formuła Peeka ma postać:

$$\overline{E}_{kr} = 31\delta \left(1 + \frac{0.308}{\sqrt{\delta r}} \right) . \tag{3.16}$$

Została ona wyznaczona dla gęstości względnej powietrza δ , określonej dla obecnie przyjętych jako normalne warunków atmosferycznych (temperatura 20°C, ciśnienie

1

760 mmHg). Wśród innych reguł proponowanych w literaturze można wymienić wzory proponowane m.in. przez:

$$E_{kr} = 23.8 \left(1 + \frac{0.67}{r^{0.4}} \right), \tag{3.17}$$

- Salesskiego [SA1]

$$E_{kr} = 24.5 \left(1 + \frac{0.613}{r^{0.4}} \right)$$
(3.18)

- Bočkowskiego [BC1]

E

$$r_{kr} = 30 \left(1 + \frac{0.3}{\sqrt{r}} \right)$$
 (3.19)

Natężenie krytyczne pola elektrycznego jest dla udarów ujemnych nieco większe niż dla dodatnich. Najczęściej jednak dla przewodów o średnicy 1 + 5 cm różnica ta jest do pominięcia. Przykładowo, Kostenko w swojej pracy [KO1] określił następujące wzory:

$$E_{kr}^{(\bullet)} = 24\delta \left(1 + \frac{0.638}{r^{0.38} \delta^{0.3}} \right),$$

$$E_{kr}^{(\bullet)} = 24\delta \left(1 + \frac{0.62}{r^{0.38} \delta^{0.3}} \right).$$
(3.20)

Większość wzorów na napięcie początkowe wyznaczono na podstawie pomiarów dla przewodów gładkich. Do wyjątków należy m.in. wzór Tichodeeva [TI1], proponujący wyrażenie (3.21) na napięcie początkowe ulotu dla przewodów - linek skręconych z drutów.

$$u_{p} = \frac{rnE_{kr}}{1 + (n-1)(\frac{r}{r_{r}})} \ln\frac{2\hbar}{r_{e}}$$
(3.21)

gdzie

$$r_e = \sqrt[n]{nrr_T^{n-1}}$$
 - promień zastępczy dla przewodów wiązkowych,
 $r_T = \frac{a}{2\sin\frac{180}{n}}$ - zgodnie z rysunkiem 3.17,

-86-

- n liczba przewodów w wiązce,
- r promień przewodu,
- a odległość między przewodami wiązkowymi.



Rys. 3.17. Uproszczony schemat pola elektrycznego ulotu wokół przewodów wiązkowych Fig. 3.17. Simplified diagram of the fied strength around the bundles conductors

Zjawisko ulotu przez silne zjonizowanie warstwy powietrza wokół przewodu powoduje umowne zwiększenie średnicy przewodu. W pracy [AL1] zaproponowano wzór przybliżony (3.22) dla określenia maksymalnej średnicy umownej przewodu cylindrycznego w warunkach ulotu dynamicznego

$$c_{max} = \frac{r}{\kappa} \left(q^* \frac{n}{1 + \Delta \beta} \right)$$
(3.22)

gdzie

κ, Δβ - oznaczają współczynniki zależne od wymiarów przewodów oraz znaku sygnału udarowego.

$$q^{*} = \left(\frac{u}{u_{p}}\right) D^{(\pm)} \left(\frac{u}{u_{p}} - 1\right)^{\frac{5}{3}}$$
(3.23)

-87-

przy czym

 $D^{(+)} = 0.78$ (dla udarów dodatnich), $D^{(+)} = 0.375$ (dla udarów ujemnych).

Wzory zaproponowane przez innych autorów [XI1] zakładają nie analityczne, lecz iteracyjne obliczanie promienia umownego wg wzoru:

$$r_{c}(h) = \frac{\left(r + \frac{u}{\sqrt{E_{kr}}}\right)}{\left[1 + \frac{2h - r}{2h} \ln\left(\frac{2h - r}{2h}\right)\right]}$$
(3.24)

gdzie

v = wartość stała (0.9 ÷ 1.0).

Wartość $r_c(t)$ stanowi podstawę do wyznaczania charakterystyki q = f(u) w niektórych obliczeniach numerycznych zgodnie ze wzorem:

$$(t) = 2\pi\epsilon_0 v E_k r_c(t) \frac{2h - r_c(t)}{2h} . \tag{3.25}$$

3.4.2. Model linii z uwzględnieniem wpływu ulotu dynamicznego

Model ulotu w zasadniczy sposób zależy od tego, jak odwzorowywana jest linia. Dla schematów zastępczych zawierających parametry rozłożone uwzględnienie zjawiska ulotu powinno następować dla każdego nieskończenie krótkiego elementu linii. W tej sytuacji oczywiście będą się zmieniać konsekwentnie zarówno impedancja falowa linii, jak i stała rozchodzenia się fali. Dla modelu linii uwzględniającego ulot można wprowadzić pojęcie impedancji falowej dynamicznej (3.26) w porównaniu do impedancji falowej linii bez uwzględnienia zjawiska ulotu (3.27).

$$Z_{kl} = \sqrt{\frac{L}{C_0(u)}}, \qquad (3.26)$$

$$z_f = \sqrt{\frac{L}{C}}.$$
 (3.27)

Podobnie można wprowadzić pojęcie dynamicznej stałej rozprzestrzeniania się fali:

$$\tau_d = \frac{1}{\sqrt{LC_d(u)}}$$
 (3.28)

Wszystkie parametry muszą być w każdym kroku czasowym obliczane na nowo, przy czym zasada superpozycji nie może być zastosowana z uwagi na nieliniowy charakter zależności $c_d = f(u)$.

W przypadku odwzorowania linii za pomocą parametrów skupionych uwzględnienie ulotu odbywa się przez wprowadzenie dodatkowych elementów w punktach węzłowych, przy czym ze wzrostem liczby elementów zastępczych - czwórników rośnie liczba pojemności i upływności odwzorowujących ulot, co może utrudnić optymalizację obliczeń numerycznych.

Z przytoczonych rozważań wynika, że model linii uwzględniający zjawisko ulotu musi stanowić kompromis pomiędzy dokładnością i szybkością obliczeń. W niniejszej pracy możliwe były do zastosowania dwie opcje:

- linia podzielona na n odcinków odwzorowanych za pomocą parametrów rozłożonych, zaś dodatkowe układy uwzględniające ulot dołączane są w n punktach węzłowych,
- linia podzielona na *n* odcinków odwzorowanych za pomocą parametrów skupionych, natomiast dodatkowe elementy dołączane są w *n* punktach wezłowych.

W świetle rozważań na temat modelu linii, przytoczonych w punkcie 3.2, nie wydaje się celowe opisywanie modelu o parametrach skupionych. Pełny opis takiego odwzorowania wykorzystującego metodę różnic skończonych wraz z przykładami obliczeniowymi, wykonanymi za pomocą własnego programu komputerowego, można znaleźć w pracach [SO14, SO17, SO18]. Dla celów wytyczonych w niniejszej pracy wszelkie próby odejścia od modelu linii o parametrach rozłożonych zawierałyby na samym wstępie błędy nie dające się zrekompensować podczas późniejszych obliczeń numerycznych.

Na rysunku 3.18 pokazano zasadę tworzenia modelu linii o parametrach rozłożonych wraz z uwzględnieniem wpływu ulotu. Linia przesyłowa jest podzielona na segmenty, pomiędzy które włączane są układy zawierające parametry odwzorowujące ulot. W zależności od wymaganej dokładności możliwe jest stosowanie pierwszego lub drugiego przybliżenia charakterystyki nieliniowej q = f(u).



Rys. 3.18. Schemat uwzględnienia ulotu dynamicznego w modelu linii o parametrach rozłożonych
 Rys. 3.18. Equivalent circuit with dynamic corona model for an element of the line with distributed parameters

Dodatkową pojemność ΔC można również wyznaczać za pomocą jednej z proponowanych zależności:

- wg Kostenki [KO1]

$$\Delta C = C_{p} M^{(\pm)} \left(\frac{u}{u_{p}} - 1 \right)^{\frac{2}{3}}$$

gdzie

 $M^{(+)} = 1.292, M^{(-)} = 0.63,$ - wg Bočkowskiego [BC1]

$$\Delta C = C_g \left[\frac{4}{3} B^{(\pm)} \left(\frac{u}{u_p} \right)^{\frac{1}{3}} - 1 \right]$$

gazie
$$B^{(+)} = 1.02, B^{(-)} = 0.85.$$

(3.30)

O przydatności zaproponowanego modelu ulotu, ściślej - konieczności uwzględnienia go przy odwzorowaniu linii przesyłowej, podczas badaniach zjawisk przejściowych występujących w warunkach zakłóceń niejednoczesnych, można było stwierdzić dopiero po określeniu wpływu ulotu na przebiegi prądowe i napięciowe w tych warunkach.

3.4.3. Badania testujące model linii z uwzględnieniem wpływu ulotu dynamicznego

W badaniach numerycznych modelu linii jako wielkości wejściowe przyjęto udary znormalizowane oraz sygnały sinusoidalnie zmienne. Założono udary znormalizowane odtwarzające przepięcia atmosferyczne oraz łączeniowe, o różnych parametrach czasowych (o czołach w zakresie $0.6 \div 250 \ \mu s$ oraz grzbietach $0.6 \div 2500 \ \mu s$).

Jak wykazały badania, wskutek oddziaływania ulotu (strata energii na zapalenie ulotu) pojawiają się bardzo silne tłumienia i odkształcenia fal udarowych.

Jest oczywiste, że im dłuższa droga, tym dłuższy czas odbierania energii przez ulot i tym większe obniżenie wartości szczytowej napięcia. Dla udarów o znaku ujemnym tłumienie fali jest wolniejsze niż dla udarów o znaku dodatnim.

Jak wynika z przeprowadzonych badań, dla udarów długich, np. 250/2500 µs, oraz sygnałów sinusoidalnie zmiennych tłumienie jest mniejsze. Przykładowe odpowiedzi układu na udar napięciowy $1.2/200 \,\mu s \, w \, odległości 150, 300, 450$ oraz 600 metrów od miejsca udaru podano na rysunku 3.19.

Z kolei na rysunku 3.20 pokazano przebiegi napięć w układzie w odległości 200, 400, 600, 800 i 1000 metrów od źródła sygnału zasila-



Fig. 3.19. Comparison of theline response to the voltage surge 1.2/200 μ s in different line point with and without corona effect

jącego sinusoidalnie zmiennego o częstotliwości 50 kHz. W obydwu przypadkach linia przesyłowa odwzorowywana była za pomocą odcinków odwzorowanych za pomocą modelu Martiego, zaś dodatkowe układy uwzględniające ulot dołączane były w punktach węzłowych zgodnie z rysunkiem 3.18. Długość pojedynczego odcinka dobierana była w zależności od całkowitej długości linii i wynosiła 20+30 metrów. Oczywiście, prezentowane wyniki przedstawione zostały dla linii o określonych parametrach, z których wynikają wartości napięcia początkowego ulotu, oraz dla parametrów układu zastępczego odwzorowującego ulot.



input voltage f = 5 kHz

different points of the line for sinusoidal

Wyniki przeprowadzonych badań upoważniają do stwierdzenia, że czynnikiem

decydującym o wprowadzeniu do modelu linii dodatkowych układów uwzględniających wpływ ulotu są parametry linii, na podstawie których można określić napięcie początkowe ulotu. Znając dodatkowo krotność udaru odwzorowującego przepięcia atmosferyczne badź łączeniowe, można ocenić błąd, jaki spowoduje brak uwzględnienia wpływu ulotu. Jak wykazały bowiem badania, dla małych krotności sygnału zasilającego przy jednocześnie niskich wartościach napięcia początkowego uzupełnianie modelu linii o dodatkowe układy uwzględniające ulot może spowodować jedynie wydłużenie czasu obliczeń bez zmiany otrzymywanych rezultatów.

3.5. Uwagi końcowe

Model linii przesyłowej najwyższych napięć o parametrach rozłożonych zależnych od częstotliwości - model Martiego jest dzisiaj niewątpliwie najlepszym odwzorowaniem linii dla analizy elektromagnetycznych przebiegów przejściowych. Wiele innych modeli, skonstruowanych później w stosunku do modelu Martiego, stanowi jego odmianę z próbami modyfikacji. Niektóre z tych modyfikacji mogą być cennym rozwinięciem w kierunku poszukiwania optymalnego modelu linii kablowych [MA2].

Bezdyskusyjną konieczność uwzględnienia zależności parametrów modelu linii od częstotliwości wykazały wyniki analizy przeprowadzonej powyżej. Pominięcie tego zjawiska jest błędem powodującym otrzymywanie nieprawidłowych rezultatów zarówno

-91-

ilościowych - dotyczy to amplitudy oraz czasu tłumienia składowych swobodnych w.cz., jak również jakościowych - w wyniku nakładania się składowych o różnych udziałach powstaje przebieg znacznie różniący się od rzeczywistego.

Zastępcze odwzorowanie linii za pomocą kaskadowego połączenia czwórników z parametrami skupionymi podczas analizy przejściowych stanów elektromagnetycznych może spowodować jedynie dodatkowe problemy, których likwidacja (dodatkowe układy kompensujące) może stać się nieoczekiwanie jednym z głównych zadań tej analizy. Niezależnie od wątpliwych rezultatów osiągnięcia "optymalnego" odwzorowania linii za pomocą takiego układu następuje znaczne wydłużenie czasu obliczeń.

Oczywistym błędem może być również - co wykazały przykładowe wyniki obliczeń prezentowane powyżej - brak uwzględnienia zjawiska naskórkowości w modelu linii, szczególnie dla zakłóceń międzyfazowych bez udziału ziemi.

Pozytywna weryfikacja modelu Martiego nie oznacza traktowania takiego odwzorowania jako idealnego, bez konieczności dalszych modyfikacji. Dotyczy to w szczególności modelu linii napowietrznej dla badania zjawisk "mikrosekundowych", gdzie konieczne jest uwzględnienie zjawiska ulotu dynamicznego. W niniejszej pracy zaproponowano odpowiednie rozwinięcie modelu Martiego przez wprowadzenie dodatkowych układów zastępczych uwzględniających ulot dynamiczny. Pomimo dobrych rezultatów otrzymanych podczas analizy udarów napięciowych zastosowanie takiego modelu w zakresie milisekundowym jest - zdaniem autora - niekonieczne. Jak wykazały bowiem badania, których część rezultatów przytoczono powyżej, decydująca o uwzględnieniu zjawiska ulotu dynamicznego w modelu linii jest krotność napięcia początkowego ulotu podczas badanych stanów nieustalonych. Przykładowo, dla analizy przepięć atmosferycznych lub łączeniowych należy taki układ wprowadzić. Uzupełnianie modelu linii w innych przypadkach przedłuża czas obliczeń oraz powiększa zbiór danych wejściowych.

Podobne wnioski wysunięto na podstawie badań problemu niejednorodności głębszych warstw ziemi. Badania te wykazały pomijalny wpływ tego zjawiska na rezultaty obliczeń przebiegów przejściowych elektromagnetycznych podczas zakłóceń zwarciowych.

4. MODEL ZAKŁÓCENIA

4.1. Uwagi wstępne

Traktowanie wielofazowych zakłóceń w liniach przesyłowych wysokich napięć jako jednoczesne jest, z wyjątkiem zwarcia dwufazowego bez udziału ziemi, błędne nie tylko dla analizy przebiegów przejściowych prądów i napięć. W normach stanowiących podstawę do określania wymagań dotyczących urządzeń elektrycznych, jak również przy doborze elektroenergetycznej automatyki zabezpieczeniowej pomija się wpływ niejednoczesności na wartości maksymalne prądów i napięć mogących wystąpić podczas tych zakłóceń. Analizując przyczyny powstawania zwarć wielofazowych w liniach w.n. można wyróżnić dwa zasadnicze powody występowania tego rodzaju zakłóceń: łuk elektryczny oraz załączenie zwartej linii przez wyłącznik podczas nieudanego cyklu SPZ. Jest mało prawdopodobne, aby łuk elektryczny spowodował początek zwarcia jednocześnie w kilku fazach. Do szczególnego, bardzo rzadkiego przypadku należałoby również zaliczyć jednoczesne załączenie wszystkich biegunów wyłącznika.

Odwzorowanie mechanicznej niejednoczesności załączania poszczególnych biegunów wyłącznika jest najczęściej realizowane w programach symulacyjnych za pomocą przełączników i nie stanowi żadnego problemu podczas obliczeń numerycznych. Znacznie bardziej skomplikowane jest modelowanie zakłócenia spowodowanego przez łuk elektryczny. Jest to spowodowane koniecznością uwzględnienia nieliniowej dynamicznej charakterystyki łuku. Punktem wyjściowym dla badań łuku elektrycznego były i są nadal wyniki pomiarów laboratoryjnych prowadzonych w 1946 roku przez Stroma [ST1]. Charakterystyki otrzymane podczas pomiarów stanowią wzorzec dla prawie wszystkich literaturowych prób numerycznego odwzorowania tych nieliniowych zależności. Należy tutaj wyraźnie odróżnić cel badań, dla którego mają być zastosowane odpowiednie modele łuku. W przypadku bowiem analiz dotyczących przeradzania się pojedynczych zwarć łukowych w czasie kilku sekund w zwarcia wielofazowe odwzorowanie charakterystyki łuku elektrycznego jako zmiennej w czasie rezystancji jest wystarczająco dokładne. Podczas badań stanów przejściowych wymagających określenia przebiegów prądów w czasie kilku milisekund należałoby uwzględnić charakterystykę dynamiczną zmienną dla każdego okresu.

-92-

4.2. Model matematyczny dynamicznego łuku elektrycznego

Jak już to stwierdzono powyżej, charakterystyki dynamicznego łuku elektrycznego podczas zwarć odwzorowywane w badaniach numerycznych odniesione są do wyników badań Stroma, które zgrupowane zostały w zależności od wartości prądu (68 A do 21.75 kA). Badania dotyczyły łuków o długości od około 3 mm do ponad 120 cm. Jedną z zależności gradientu napięcia łuku zwarciowego $E_{t} = f(i_{t})$ pokazano na rysunku 4.1. Aby wyznaczyć napięcie łuku zwarciowego U_{t} , należy określić długość łuku.



Zwarcia niejednoczesne mogą powstać w konsekwencji przepięć atmosferycznych między fazą i konstrukcją wsporczą na łańcuchach izolatorów lub między przewodami fazowymi. Palący się łuk zwarciowy pomiędzy punktami, w których wystąpiło zwarcie, ma charakter burzliwy z licznymi pętlami. Długość łuku nie jest dlatego równa odległości tych punktów, w związku z tym konieczne jest uwzględnienie tzw. współczynnika wydłużenia k_{w} , zgodnie z relacją (4.1).

$$f_i = k_{\rm w} f_i \tag{4.1}$$

gdzie:

 l_i - długość łuku zwarciowego,

l_i - odległość elektrod iskiernika ochronnego łańcucha izolatorów.

Na rysunku 4.2 pokazano tzw. charakterystykę znormalizowaną [JO1], bardzo łatwą do modelowania w badaniach numerycznych. Podobnie bezproblemowe jest wykorzystanie

modyfikacji siódmego rzędu podstawowej charakterystyki łuku zwarciowego [CO1]. Bardzo dokładne odwzorowanie charakterystyki dynamicznej z pętlą jest bardziej złożone, aczkolwiek możliwe do realizacji. Charakterystyka napięciowo-prądowa przebiega kolejno w I i III ćwiartce układu współrzędnych w postaci nieregularnych pętli, przy czym jej kształt zależy od wielu czynników.

Odwzorowanie charakterystyki pokazanej na rysunku 4.3 możliwe jest w bardzo prosty sposób za pomocą modelu hybrydowego [SO2]. Jak wiadomo, z wielu różnych powodów maszyny hybrydowe przegrały konkurencję w dziedzinie symulacji zjawisk przejściowych w układach elektroenergetycznych, ponadto nigdy dostęp do tych maszyn nie był tak powszechny jak aktualnie do komputerów osobistych. Z tego powodu należało poszukiwać odpowiedniego





 Arcing fault characteristic obtained by the hybrid model [SO3]

modelu cyfrowego, równie dokładnie odwzorowującego dynamiczną charakterystykę łuku. Dla charakterystyki podanej na rysunku 4.3 obowiązuje relacja:

$$f(x) \quad dla \quad \frac{di_{L}}{dt} > 0$$

$$g(x) \quad dla \quad \frac{di_{L}}{dt} < 0$$

$$(4.2)$$

Przeprowadzona analiza [SO4, CO1] wykazała, że w badaniach stanów nieustalonych w sieciach najwyższych napięć dopuszczalne jest zastąpienie charakterystyki dynamicznej łuku przez odpowiednio dobraną rezystancję liniową.

-95-

W literaturze znajduje zastosowanie szereg empirycznych wzorów służących do obliczania rezystancji łuku zwarciowego, przy czym podawane przez niektórych autorów wartości różnią się nawet o 100 %. Najczęściej wykorzystywany jest wzór Warringtona [WA1]:

$$R_{\underline{k}} = 28700 \ I_{\underline{k}} \cdot I_{xw}^{1.4} \tag{4.3}$$

gdzie: l_{k} - długość łuku zwarciowego [m],

i... - prąd zwarciowy przepływający przez łuk elektryczny [A].

Na podstawie przeprowadzonych pomiarów i obliczeń w literaturze krajowej zaproponowano [SC1] wzór na rezystancję łuku (4.4):

$$R_{\underline{k}} = \frac{370}{I_{\underline{k}}^{0.87}} I_{\underline{k}} .$$
 (4.4)

Porównując przebiegi napięciowe (rys. 4.4) oraz napięciowe (rys. 4.5) obliczone dla dwóch rodzajów odwzorowania zwarcia trójfazowego niejednoczesnego łukowego: za pomocą charakterystyki dynamicznej oraz rezystancji stałej stwierdzono, że zarówno przebiegi prądowe, jak i napięciowe dla obydwu modeli łuku są prawie identyczne, co wynika z bardzo małej w porównaniu do napięcia znamionowego wartości gradientu - a co za tym idzie, napięcia łuku zwarciowego. Przy badaniach przebiegów przejściowych występujących podczas zwarć łukowych nie jest zatem błędem zastępowanie dynamicznej zależności napięcia od prądu łuku elektrycznego za pomocą odpowiednio określonej stałej rezystancji. W przeciwieństwie do tego przypadku modelowania, nazywanego w literaturze "łukiem pierwotnym" [JO2], dla odwzorowania nieliniowych zależności tzw. łuku wtórnego, pojawiającego się w liniach najwyższych napięć w czasie przerwy beznapięciowej podczas cyklu jedno- lub trójfazowego samoczynnego ponownego załączenia, pożądane jest uwzględnienie dynamicznych zależności z uwagi na konieczność dokładnego określenia wartości początkowej napięcia, zwanego również resztkowym lub szczątkowym linii, w momencie ponownego załączenia linii do układu zasilającego.











Fig. 4.5. Comparison of the current waveforms calculated by non-simultaneous three-phase to ground fault for two kinds of arc model

Dla dokładnego obliczenia zależności łuku wtórnego szczególnie ważna jest informacja o długości łuku mającej bezpośredni wpływ na wartość napięcia resztkowego. Należy uwzględnić nie tylko określony powyżej współczynnik wydłużenia k_w , lecz także zmiany długości łuku w czasie rozwoju i trwania zakłócenia.

Zakres zakładanych w obliczeniach literaturowych długości łuku dla uwzględnienia w obliczeniach napięcia łuku jest bardzo szeroki. W wielu analizach przyjmuje się z tego powodu średnią pomiędzy wartościami ekstremalnymi [AN1]:

$$I(t) = \begin{cases} I_0 & dla \ t \ < \ 100 \ ms \\ 10 \ I_0 \ t \ dla \ t \ \ge \ 100 \ ms \end{cases}$$
(4.5)

gdzie:

l_0 - długość początkowa łuku.

Dodatkowymi czynnikami wpływającymi na długość łuku są: konstrukcja linii, warunki pracy przed zakłóceniem oraz warunki atmosferyczne, przede wszystkim szybkość wiatru. W przypadku łuku wtórnego założenie stałej rezystancji jako odwzorowanie dynamicznej charakterystyki napięciowo-prądowej może powodować błędne rezultaty przy określaniu minimalnego czasu przerwy beznapięciowej podczas cyklu jedno- lub trójfazowego samoczynnego ponownego załączenia (SPZ). Jest to o tyle istotne, że przebiegi przejściowe podczas tego cyklu charakteryzuje wysoki poziom oraz długi czas trwania składowych swobodnych wysokiej częstotliwości. Do wyjątkowych należy sytuacja ponownego załączenia linii dotkniętej zwarciem trwałym podczas tzw. nieudanego cyklu SPZ. W takim przypadku składowe oscylacyjne (w czasie przerwy beznapięciowej) tłumione są stosunkowo szybko i charakterystyka napięciowo-prądowa może być bez większego ryzyka modelowana za pomocą rezystancji liniowej. Dowodem tego niech będzie porównanie przebiegów na rysunku 4.6 w czasie cyklu jednofazowego SPZ obliczonych dla odwzorowania łuku wtórnego za pomocą charakterystyki dynamicznej oraz rezystancji liniowej.



4.3. Nieliniowy model statyczny łuku elektrycznego

Podczas szybkiego przeradzania się łukowych zwarć jednofazowych w zakłócenia wielofazowe długość łuku na ogół nie przekracza kilku metrów. Charakterystyczny dla sieci średnich napięć długi czas trwania przejścia pomiędzy kolejnymi etapami zakłócenia zwarciowego może być również obecny w sieciach wysokich napięć. Jedną z sytuacji, podczas której zabezpieczenia linii mogą nie zapobiec długotrwałemu rozwojowi wielofazowych zwarć łukowych, jest zwarcie pomiędzy przewodem fazowym a gałęziami wysokich drzew rosnących w pobliżu linii. W takim przypadku napięcie łuku jest kilka razy większe, co jest spowodowane między innymi zwiększoną długością łuku. Wśród bardzo niewielu pozycji literaturowych opisujących to zjawisko należy wyróżnić pracę [HO1], w której podano wyniki pomiarów zmiany rezystancji łuku w czasie trwania zwarcia gałęzi drzewa z przewodami fazowymi linii wysokich napięć. Uogólnioną zależność zmiany oporności drzewa w takim przypadku pokazuje rysunek 4.7. Jak widać, w ciągu kilkunastu sekund oporność drzewa zmienia swoją wartość od kilkuset kiloohmów do kilkuset ohmów. Jest rzeczą oczywistą, że w takim przypadku cykl SPZ będzie nieudany z uwagi na długotrwały łuk palący się wzdłuż gałęzi oraz pnia drzewa, podtrzymujący przepływ prądu zwarcia przez niskoomową oporność drzewa od przewodu fazowego do ziemi.

Odwzorowanie charakterystyki poka-

zanej na rysunku 4.7 jest numerycznie

bardzo proste, przy czym w programie



Rys. 4.7. Uogólniona zmiana rezystancji łuku w czasie, podczas zwarcia gałęzi drzewa z przewodami fazowymi linii:

a) na szczycie drzewa,
b) na wysokości 4 metrów [HO1]

Fig. 4.7. Generalized change of the arc resistance in time during fault between tree branches and phase conductors:

a) at the top of the tree
b) at 4 m hight [HO1]

MicroTran-32 istnieje możliwość modelowania za pomocą aproksymacji odcinkowej bądź za pomocą metody kompensacyjnej [MT1], natomiast do obliczania zależności nieliniowych jest wykorzystywana metoda Newtona-Raphsona.

4.4. Uwagi końcowe

Jak wykazano powyżej, dokładne odwzorowanie nieliniowego charakteru łuku zwarciowego - łuk dynamiczny z pętlami histerezy - konieczne jest w szczególnych badaniach zjawisk przejściowych występujących podczas przerwy beznapięciowej w cyklu JSPZ lub SPZ.

Dla zwarć łukowych niejednoczesnych wolno rozwijających się, np. przy zetknięciu przewodów fazowych z wierzchołkiem drzewa, można zastosować odwzorowanie łuku zgodnie z charakterystyką nieliniową statyczną (oporność zmienna w czasie).

5. WERYFIKACJA POMIAROWA

5.1. Możliwości i warunki weryfikacji badań numerycznych

Jest rzeczą oczywistą, że najbardziej wiarygodne wyniki analiz przebiegów przejściowych w układach przesyłowych najwyższych napięć można otrzymać podczas pomiarów w sieci pierwotnej, co jednak ze względów technicznych, organizacyjnych, jak i ekonomicznych oraz ze względu na konieczność zapewnienia odpowiednich warunków bezpieczeństwa bardzo rzadko jest możliwe. Ponadto badania w układzie rzeczywistym posiadają w porównaniu do obliczeń numerycznych zasadniczą wadę polegającą na tym, że obliczenia można przeprowadzać i co najważniejsze, powtarzać bez żadnych ograniczeń i bez żadnego niebezpieczeństwa oraz dodatkowych kosztów dla dowolnie wybranych warunków. Z tego też powodu badania pomiarowe powinny być przeprowadzane tylko dla weryfikacji wyników obliczeń, natomiast wyniki badań numerycznych powinny stanowić bazę do dokładnego określenia wartości maksymalnych przebiegów przejściowych, np. przepięć lub prądów udarowych.

W tej sytuacji ogromnego znaczenia nabiera weryfikacja metod obliczeniowych oraz modeli elementów układu za pomocą badań w układzie rzeczywistym. Jest to o tyle utrudnione, że pomiary w układzie rzeczywistym są rzadko przeprowadzane z uwagi na ryzyko, koszty oraz małą możliwość zmiany parametrów, szczególnie dla celów zabezpieczeniowych. Badania weryfikacyjne muszą być w tej sytuacji przeprowadzane "od końca", tzn. dla posiadanych wyników pomiarowych traktowanych jako wzorcowe należy przeprowadzić obliczenia dla tych samych warunków zakłóceniowych, w jakich przeprowadzono pomiary.

W celu weryfikacji zastosowanych modeli elementów układu (przede wszystkim linii), jak również zaproponowanej metody identyfikacji parametrów wykorzystano wyniki pomiarów dokonanych w elektrowni *Pradella* (Szwajcaria) na początku międzynarodowej linii o napięciu 380 kV, podczas prób zwarciowych dokonanych na końcu tej linii w stacji *Westtirol* (Austria). Ogólny schemat sieci, w której przeprowadzono testy zwarciowe, pokazano na rysunku 5.1.



-102-



Testowana linia *Pradella - Westtirol* o długości 73 kilometrów składa się z trzech odcinków o różnej konstrukcji nośnej. Szczególną uwagę zwraca pierwszy odcinek (typ D na rysunku 3.2), w którym na tych samych słupach prowadzona jest dwutorowa linia o napięciu 380 kV oraz jednotorowa o napięciu znamionowym 110 kV. Szczegółowy opis przeprowadzonych testów podany został w [ER1], natomiast wyniki obliczeń numerycznych dla tego systemu wraz z weryfikacją pomiarową przedstawiono w pracach nie publikowanych [SO12] oraz artykule [SO11].

Podczas omawianych testów przeprowadzono dziewięć prób zwarć doziemnych jednoi wielofazowych, jak również międzyfazowych bez udziału ziemi.

5.2. Weryfikacja modelu układu dla analizy stanów przejściowych o wysokim poziomie składowych swobodnych wyższej częstotliwości

Spośród przeprowadzonych testów celowo wybrano zwarcie dwufazowe bez udziału ziemi. W tym przypadku wystąpiły w przebiegach napięciowych faz zwartych składowe

swobodne wyższej częstotliwości o bardzo dużej amplitudzie oraz stosunkowo długim czasie tłumienia, co widać wyraźnie na rysunku B.2.1 [ER1], przedstawiającym napięcia pomierzone na początku linii w elektrowni *PRADELLA* podczas zwarcia dwufazowego *L1-L2* w pobliżu szyn *WESTTIROL*. Warunek otrzymania identycznych rezultatów w układzie zredukowanym narzucał konieczność bardzo dokładnego odwzorowania w tym przypadku linii przesyłowej jako rdzenia układu nie podlegającego redukcji, jak również właściwego doboru parametrów układów zastępczych dla pozostałej części układu. Weryfikację przeprowadzono za pomocą obu omawianych w niniejszej pracy programów użytkowych - *NETOMAC* oraz *MicroTran-32*. Parametry układów zastępczych identyfikowano dla przebiegu napięcia w fazach *L1* i *L2*, przy czym wartości pomierzone porównywano z obliczonymi dla określonych kroków czasowych.

Przebieg napięcia w fazie L1, którego oscylogram podano na rysunku 5.2, pomierzony na początku linii w elektrowni PRADELLA, o dużym udziale słabo zanikających składowych swobodnych wyższej częstotliwości stanowił dobrą podstawę do weryfikacji zarówno wykorzystywanych programów symulacyjnych NETOMAC oraz Micro Tran-32, jak i odwzorowania układu zredukowanego: modelu linii oraz metody identyfikacji parametrów układu zastępującego pozostałą część układu. Porównanie wyników końcowych obliczonych dla układu zredukowanego pozwala ostatecznie potwierdzić słuszność zaproponowanej koncepcji identyfikacji parametrów zmodyfikowaną metodą najmniejszych kwadratów. Zadowalające jakościowo wyniki uzyskano już dla prostych układów rezystancyjno-reaktancyjnych. Bardzo dokładne zbliżenie uzyskano dla tzw. high-accuracy equivalents stosowanych w programie MicroTran, przy czym parametry układów zastępczych uzyskano za pomocą identyfikacji zmodyfikowaną metodą najmniejszych kwadratów zaproponowaną w rozdziale 2. Uzasadnia to celowość stosowania identyfikacji z uwagi na możliwość znacznego skrócenia czasu obliczeń oraz unikniecia poszukiwania modeli poszczególnych elementów dla reszty układu i - co szczególnie ważne - żmudnego określania i zbierania parametrów dla tych modeli. Ilustracją powyższych stwierdzeń niech będzie porównanie przebiegu napięcia w fazie L1 pomierzonego (rys. 5.2) i obliczonego w układzie zredukowanym (rys. 5.3) na początku linii podczas dwufazowego zwarcia na jej końcu.

-103-



bez udziału ziemi na końcu linii Fig. 5.2. Oscillogram of the voltage in phase *I I* measured at the beginning of the line down in the

Fig. 5.2. Oscillogram of the voltage in phase L1 measured at the beginning of the line during line-to-line fault at end of the line





Uzupełniającą ilustrację dla jakościowego porównania przebiegów napięciowych obliczonych we wszystkich fazach z przedstawionymi na rysunku B.2.1 napięciami pomierzonymi podczas omawianego zwarcia dwufazowego stanowi rysunek 5.4. Bardzo dobre rezultaty weryfikacji modelu badanego układu, przeprowadzonej dla takich złożonych przebiegów, mogłyby być wystarczającą podstawą wiarygodności wszystkich wyników uzyskanych za pomocą proponowanego modelu oraz metody identyfikacji parametrów układów zastępczych. Weryfikacja została



Przebiegi napięciowe obliczone dla identycznych warunków zakłóceniowych jak podczas pomiarów Voltage waveforms calculated

Fig. 5.4. Voltage waveforms calculated for the fault conditions like during measurements

dokonana dla wszystkich przeprowadzonych prób zwarciowych, podczas których przebiegi napięciowe i prądowe były zniekształcone w podobnym, chociaż nieco mniejszym stopniu. Należy podkreślić, że we wszystkich przypadkach otrzymano równie dokładne zbliżenie rezultatów pomierzonych oraz obliczonych.

-105-

5.3. Weryfikacja modelu układu dla analizy stanów przejściowych o niskim poziomie składowych swobodnych wyższej częstotliwości

Rozważania przytoczone w tym punkcie dotyczyły dwóch wybranych prób zwarciowych, gdzie składowe swobodne w pomierzonych przebiegach napięciowych i prądowych były bardzo szybko tłumione. Podczas pierwszego z nich dokonywano zwarcia fazy L1 z ziemią przez opór wodny o wartości 100 Ω . Jak widać, zarówno w przebiegach pomierzonych pokazanych w załączniku B (rys. B.2.2), jak również obliczonych podanych na rysunku 5.5 praktycznie nie występują składowe swobodne wyższej częstotliwości, co w dużym stopniu uła-



podczas zawarcia jednofazowego z ziemią przez oporność 100 Ω na jej końcu

Fig. 5.5. Voltage waveforms calculated at the begining of the line during single-phase-toground resistance fault (100 Ω) at the end of the line

-104-

twiło identyfikację parametrów prostego rezystancyjno-reaktancyjnego układu zastępczego. Druga próba zwarciowa wyróżniona została z uwagi na konieczność modelowania nieliniowej rezystancji łuku palącego się między przewodem fazowym a ziemią wzdłuż drzewa rosnacego w pobliżu linii wysokiego napięcia, zgodnie z zasadami podanymi Rys. 5.6. Napięcie fazy L1 w stacji WESTTIROL na rysunku 4.7 w punkcie 4.3. Kolejność występowania poszczególnych etapów Fig. 5.6. zakłócenia oraz jego likwidacji symulowano zgodnie z sekwencją zjawisk



podczas zwarcia tej fazy z ziemią przez łuk palący się wzdłuż drzewa przymocowanego do przewodu linii

Faulty-phase voltage waveform at the WESTTIROL-station bus during L1-earth fault through arc, burning along the tree attached to the line conductor

występujących podczas pomiarów, co podano na rysunku 5.6. Odwzorowanie nieliniowej zmiany rezystancji łuku podczas zakłócenia następowało za pomocą modelu rezystancji zmiennej w czasie. Jak wynika z porównania wyników otrzymanych z pomiarów oraz podczas obliczeń, otrzymano po identyfikacji parametrów prawie identyczne rezultaty, co było zgodne z oczekiwaniem z uwagi na bardzo dobre efekty otrzymane dla stanów przejściowych o wysokim poziomie składowych swobodnych wyższej częstotliwości.

5.4. Uwagi końcowe

Zakres porównań wyników badań numerycznych z rezultatami prób zwarciowych jest niewielki, co jest oczywistą konsekwencją bardzo małej ilości dostępnych w literaturze krajowej oraz światowej opisów badań w rzeczywistych systemach elektroenergetycznych. Badania takie - jak wiadomo - są bardzo rzadkie z powodów ekonomicznych, technicznych i organizacyjnych. Dostęp do wyników prezentowanych w poprzednich rozdziałach stanowił zatem niezwykle cenną możliwość weryfikacji przede wszystkim modelu linii napowietrznej posiadającego zasadniczy wpływ na otrzymywane przebiegi przejściowe. Ogromnego znaczenia nabiera fakt, że weryfikacja wypadła pozytywnie dla celowo wybranego pomiarowego sygnału zawierającego wysoki poziom składowych swobodnych. Jak wykazano powyżej, w tym przypadku otrzymano prawie idealne odwzorowanie tego sygnału w układzie zastępczym.

6. ANALIZA STANÓW PRZEJŚCIOWYCH W UKŁADACH PRZESYŁOWYCH PODCZAS ZŁOŻONYCH ZAKŁÓCEŃ **ZWARCIOWYCH**

6.1. Znaczenie składowych swobodnych podczas zakłóceń

Nieuchronną konsekwencją zakłóceń w systemie elektroenergetycznym, takich jak wyładowania atmosferyczne, zwarcia doziemne oraz międzyfazowe, przerwy i operacje łaczeniowe, sa przebiegi przejściowe zwane niekiedy wyrównawczymi. W zasadzie, prawie nigdy nie przeprowadza się analizy teoretycznej dla całego czasu trwania zakłócenia. Formułując ściślej, w zależności od zapotrzebowania na informacje o określonych wielkościach w systemie podczas zakłócenia analiza podlega ograniczeniu do odpowiedniego zakresu czasu, w którym ma być przeprowadzona. Dla tych umownych zakresów czasu obowiazują odpowiednie modele elementów układu elektroenergetycznego. O tym zatem, które z modeli mają być w odpowiedniej analizie zastosowane, decydują częstotliwości składowych występujących w przebiegach przejściowych zgodnie z rysunkiem, 6.1. Podział stanów nieustalonych pokazany na rysunku 6.1 jest umowny zarówno pod względem częstotliwości granicznych, które są płynne, jak również pod względem przyporządkowania określonym stanom odpowiednich modeli elementów układu. Trudno bowiem sobie wyobrazić uzasadnienie nagłej zmiany modelu danego elementu w określonym punkcie czasowym licząc od początku trwania zakłócenia. Dokonujac przeglądu literatury, również można zauważyć różne częstotliwości graniczne dla stanów nieustalonych oraz odpowiadających im modeli [OS1] [KU1]. Oczywiście, z punktu widzenia możliwości aktualnie będących do dyspozycji komputerów zastosowanie pojedynczych modeli najbardziej złożonych, możliwych do wykorzystania podczas całego czasu trwania zakłócenia nie stanowi najmniejszego problemu. Biorąc jednak pod uwagę właściwości systemu elektroenergetycznego, ściślej zachowanie poszczególnych elementów podczas stanu nieustalonego, odwzorowanie uniwersalne systemu dla całego zakresu częstotliwości byłoby uciążliwe, a w niektórych przypadkach błędne.

Przykładem takiego błędnego postępowania mogłoby być odwzorowanie linii za pomocą parametrów rozłożonych zależnych od częstotliwości podczas badania stabilności układu lub uwzględnienie pełnego modelu maszyny synchronicznej podczas badań

przepięć atmosferycznych. Ponadto, najczęściej zapotrzebowanie na wyniki analiz teoretycznych dotyczy zachowania się układu elektroenergetycznego tylko w jednym zakresie czasowym.





Znajomość składowych swobodnych występujących podczas elektromagnetycznych stanów przejściowych jest szczególnie ważna w dwóch dziedzinach badań w elektroenergetyce: ultraszybkie układy elektroenergetycznej automatyki zabezpieczeniowej i zakłóceniowej oraz aparatura i urządzenia wysokonapięciowe.

Amplituda, częstotliwość oraz tłumienie składowych swobodnych w.cz. w istotny sposób wpływają na możliwość występowania przepięć w układach przesyłowych. Oprócz składowych zmiennych dodatkową posiadającą zasadniczy wpływ na dobór aparatury oraz urządzeń elektroenergetycznej automatyki zabezpieczeniowej, jest tzw. składowa nieokresowa. Szczególny udział tej składowej zawarty jest w przebiegach prądowych w przeciwieństwie do składowych swobodnych wysokiej częstotliwości dominujących w przebiegach napięciowych.

Te dwa rodzaje składowych poddane zostaną w następnych punktach dokładnej analizie ze szczególnym uwzględnieniem porównania z takimi samymi składowymi pojawiającymi się podczas - teoretycznie możliwych - zakłóceń jednoczesnych.

6.2. Prądy zwarciowe podczas zakłóceń niejednoczesnych

6.2.1. Zmiana wartości prądów szczytowych

Problem konieczności uwzględnienia niejednoczesności występowania zwarć w układzie elektroenergetycznym został poruszony po raz pierwszy w 1959 roku w pracy [CI1], której wyniki opublikowano w literaturze krajowej [CI2] oraz zagranicznej [CI3]. Jest godne podkreślenia, że wyniki badań uzyskane w tym czasie zostały potwierdzone w późniejszych badaniach prowadzonych z wykorzystaniem komputerowych możliwości obliczeniowych, przy czym zarówno w aktualnych badaniach krajowych, jak i współczesnych zagranicznych [GO1] można znaleźć powoływanie się na te fundamentalne prace. Charakterystyczne jest także to, że w późniejszych badaniach światowych nie został poszerzony zakres badań prądów podczas zwarć niejednoczesnych (w pracy [TS1] znajdujemy właściwie powtórzenie ww. badań krajowych w zakresie prądowym), a w niektórych przypadkach nawet ograniczony [KU3] [NO1]. To ograniczenie, wpływające w istotny sposób na "złagodzenie" ekstremalnych wyników badań, wynikało z przeświadczenia o małym prawdopodobieństwie występowania warunków sprzyjających występowaniu zwiększonych prądów zwarcia podczas zakłóceń niejednoczesnych. Bardzo nieliczne badania, poruszające problem udarowych prądów zwarciowych w ujęciu probabilistycznym [KU3], [KA1], stanowią uzasadnienie takiego podejścia. Z tego powodu w normach krajowych oraz zagranicznych [HS1] zakłada się jednoczesność zwarć, przy uwzględnieniu maksymalnego możliwego współczynnika udaru k"=2 występującego podczas trójfazowego zwarcia jednoczesnego.

W stanowiskach tych pomija się jednak, jako mało prawdopodobną, wartość stosunku $X_0/X_1 < 1$, dla którego wzrost wartości prądów szczytowych jest możliwy w znacznie szerszym zakresie. Podejście takie nie jest słuszne, a przynajmniej nie uzasadnione wynikami badań w systemie elektroenergetycznym. Tam natomiast gdzie badania te prowadzono - przykładowo w polskich sieciach 110 kV - obserwuje się tendencję zmniejszania się wartości X_0/X_1 . Jak wykazano w [BŁ1], w układach tych w roku 1985 wartość $X_0/X_1 < 1$ wystąpiła w 8% węzłów.

W dalszych rozważaniach w niniejszym rozdziale przyjęto zaproponowaną w [CI1] definicję współczynnika szczytu k_{sz} , który w odróżnieniu od współczynnika udaru, występującego w przypadku jednoczesnego zwarcia trójfazowego, określa stosunek prądu szczytowego występującego w przypadku zwarcia niejednoczesnego do amplitudy składowej okresowej w chwili zwarcia. To rozróżnienie jest słuszne z uwagi na przyjętą w normach definicję współczynnika udaru k_u pomijającą niejednoczesność występowania zwarć. Porównanie zależności współczynnika szczytu od czasu opóźnienia zwierania faz, w zakresie od 0 do 10 milisekund, dla dwóch wartości $X_0/X_1=0.5$ oraz $X_0/X_1=10$ podanych odpowiednio na rysunkach 6.2 i 6.3, bardzo wyraźnie uzasadnia konieczność badania zwarć niejednoczesnych dla $X_0/X_1 < 1$.



- Rys. 6.2. Wartości współczynnika szczytu k_{szL1} podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego z ziemią dla X₀/X₁=0.5, oraz R/X=0.07
- Fig. 6.2. Factors of the peak current k_{szL1} during the non-simultaneous three-phase-to-ground fault for $X_0/X_1=0.5$, R/X=0.07

Jak widać, prawie w całym zakresie czasu opóźnienia zwierania kolejnych faz dla $X_0/X_1=0.5$ podczas niejednoczesnego trójfazowego zwarcia z ziemią dochodzi do osiągnięcia wartości współczynnika szczytu k_{sz} przekraczającej maksymalny współczynnik udaru k_u=2, podczas gdy dla $X_0/X_1=10$ do takiego wzrostu dochodzi tylko w bardzo niewielkim zakresie.

Wyniki obliczeń pokazane na obydwu rysunkach podano dla minimalnej wartości $R_1/X_1=0.07$ spotykanej w układzie elektroenergetycznym z uziemionym punktem zerowym transformatora. Wszystkie rezultaty podane w niniejszym rozdziale otrzymano za pomocą własnego programu komputerowego *KU* [SO10] do obliczania stanów przejściowych podczas złożonych zakłóceń zwarciowych.



Rys. 6.3. Wartości współczynnika szczytu k_{szl.} podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego z ziemią dla X₀/X₁=10, oraz R/X=0.07

Fig. 6.3. Factor k_{szL1} of the peak current for the non-simultaneous three-phase-to-ground fault for $X_0/X_1=10$, and R/X=0.07

Wykresy zależności maksymalnego współczynnika szczytu fazy *L1* dla różnych wartości R_1/X_1 (przy założeniu $R_0/R_1=0$), pokazane na rysunku 6.4, wykazują podobny przebieg przy charakterystycznym braku wzrostu tego współczynnika dla $X_0/X_1=1$, niezależnie od pozostałych warunków występujących podczas zakłócenia. Podobną zależność dla maksymalnych współczynników udaru faz *L1* oraz *L2* od wartości stosunku reaktancji X_0/X_1 , ale dla niejednoczesnego zwarcia dwufazowego z ziemią pokazano na rysunku 6.5. Warto zauważyć, że dla $X_0/X_1 > 1$ oraz kolejności zwierania faz *L1* + *L2* niejednoczesność występowania zwarcia nie jest czynnikiem powodującym wzrost wartości szczytowej prądu. Jest to zapewne jedną z przyczyn prawie całkowitego pominięcia analizowania niejednoczesnych zwarć dwufazowych z ziemią podczas badań w systemach, przy wspomnianych powyżej założeniach wartości $X_0/X_1 > 1$.

Omawiane przypadki niejednoczesnego zwarcia trójfazowego oraz dwufazowego z ziemią obliczano w sieci z uziemionym punktem zerowym oraz przy założeniu, że pierwszą fazą dotkniętą zakłóceniem jest faza *L1* lub *L2* w chwili przechodzenia napięcia tej fazy przez zero. Z przeprowadzonych badań wynika, że największe wzrosty prądów szczytowych występują dla faz zwieranych w pierwszej kolejności.



- Rys. 6.4. Maksymalne współczynniki szczytu k_{szL1} oraz k_{szL1} podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego z ziemią
 Fig. 6.4. Factors k_{sz1}, and k_{sz2}, of peak currents
- ig. 6.4. Factors k_{szL1} and k_{szL1} of peak currents Fig. 6.5. during the non-simultaneous threephase-to-ground fault



Rys. 6.6. Wpływ wartości R_0/R_1 oraz R_1/X_1 na wartość współczynnika szczytu Fig. 6.6. Influence of the values R_0/R_1 and R_1/X_1 on the peak current factor value



 Rys. 6.5. Maksymalne współczynniki szczytu k_{szl1} oraz k_{szl1} podczas niejednoczesnego zwarcia dwufazowego z ziemią
 Fig. 6.5. Factors k_{szl1} and k_{szl1} of peak currents during the non-simultaneous two-phaseto-ground fault

Zależność maksymalnego współczynnika szczytu dla fazy LI od stosunku wartości rezystancji R₀/R₁ podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego z ziemią jest prosta, co ilustruje rysunek 6.6. Pokazano tutaj przykładowe wyniki obliczeń przeprowadzonych dla zwarcia niejednoczesnego trójfazowego z ziemią dla X₀/X₁=0.5, przy zmiennych wartościach stosunków R₀/R₁ oraz R₁/X₁.

Pokazane na rysunkach 6.4 oraz 6.5 zależności obliczone zostały dla czasów opóźnienia zwierania poszczególnych faz, podczas których występują maksymalne

współczynniki szczytu w fazie L1 dotkniętej zakłóceniem w pierwszej kolejności. Niejednoczesność zwierania faz ma oczywiście wpływ na prądy szczytowe w pozostałych fazach. Jest to wyraźnie widoczne podczas porównania zależności tych współczynników szczytu od czasów opóźnień t_{L1-L2} oraz t_{L1-L3} pokazanych odpowiednio dla wszystkich trzech faz na rysunkach 6.7, 6.8 i 6.9. Na rysunku 6.10 zestawiono przekroczenia współczynników szczytu dla wszystkich faz. Prawie w całym zakresie opóźnień do 10 ms oraz w mniejszym stopniu w zakresie do 20 ms dochodzi do przekroczenia maksymalnej wartości współczynnika udaru dla zwarć trójfazowych jednoczesnych $k_u=2$, co jest szczególnie istotne w zestawieniu z wynikami badań stochastycznych omawianymi powyżej. Bardzo ważna jest tutaj informacja, że rezultaty te otrzymano nie dla teoretycznego układu z ogólnymi danymi (tak jak to było dla rysunków 6.3 i 6.4), lecz obliczone zostały dla rzeczywistego układu, którego schemat pokazano wcześniej na rysunku 5.1, przy czym zwarcie trójfazowe niejednoczesne symulowano na początku *Pradella - Westtirol.*



- Rys. 6.7. Współczynniki szczytu k_{szL1} obliczone dla Rys. 6.8. różnych opóźnień zwierania faz podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego z ziemią na początku linii *Pradella-Westtirol*
- Fig. 6.7. Peak factors k_{stL1} calculated for various Fig. 6.8. time delays during non-simultaneous three-phase-to-ground fault at the begining of the *Pradella-Westtirol* line



- 6.8. Współczynniki szczytu k_{sz12} obliczone dla różnych opóźnień zwierania faz podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego z ziemią na początku linii Pradella-Westtirol
- 8. Peak factors $k_{s2,2}$ calculated for various time delays during non-simultaneous three-phase-to-ground fault at the begining of the *Pradella-Westtirol* line

W niniejszej pracy badano następujące rodzaje zwarć niejednoczesnych:

- jednofazowe przeradzające się w dwufazowe z ziemią,
- trójfazowe z ziemią powstałe w trzech etapach:

jednofazowe - dwufazowe - trójfazowe z ziemią,

- trójfazowe z ziemią powstałe w dwóch etapach:
 - dwufazowe z ziemią jednoczesne trójfazowe z ziemią, lub jednofazowe trójfazowe z ziemią,

trójfazowe bez udziału ziemi powstałe w dwóch etapach:
 dwufazowe jednoczesne - trójfazowe.

-113-

-115-

-114-





- Rys. 6.9. Współczynniki szczytu kszł 3 obliczone dla różnych opóźnień zwierania faz podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego z ziemią na początku linii Pradella-Westtirol
- Fig. 6.9. Peak factors k_{szl.3} calculated for various time delays during non-simultaneous three-phase-to-ground fault at the begining of the Pradella-Westtirol line
- Rys. 6.10. Zakresy opóźnień zwierania faz, dla których współczynniki szczytu poszczególnych faz przekraczaja wartość k_{sz}=2 (Zestawienie na podstawie rysunków 6.7÷6.9)
 - Fig. 6.10. Faulted phases time delay ranges with the factors of peak currents higher than $k_{sz}=2$ (Comparison on the base of figs. $6.7 \div 6.9$

Dla badanego zakresu $0.5 \le X_0/X_1 \le \infty$ największe wartości współczynnika szczytu - $k_{\infty} = 2.68$ - wystąpiły dla $X_0/X_1 = 0.5$ przy $R_1/X_1 = 0$, natomiast dla minimalnej możliwej wielkości stosunku $R_1/X_1 = 0.07$ obliczona wartość współczynnika szczytu wynosiła $k_{ex} = 2.30$.

Na podstawie szczegółowej analizy warunków zakłóceń niejednoczesnych oraz rezultatów obliczeń zestawiono w tablicy 6.1 czynniki decydujące o wartości prądu szczytowego podczas zwarć niejednoczesnych.

Przedstawione w tablicy parametry i ich wartości decydujące o wzroście prądów szczytowych podczas zwarć niejednoczesnych związane są ściśle z warunkami pracy systemu podczas zakłócenia, takimi jak rodzaj i miejsce zwarcia. Znając krytyczne warunki sprzyjające wzrostowi prądów szczytowych należałoby zawsze, dla określonych miejsc w układzie elektroenergetycznym na podstawie wyników obliczeń, ocenić możliwość występowania wartości ekstremalnych, a tym samym dokonywać ewentualnej korekty doboru elementów tego układu.

Zestawienie parametrów oraz ich wartości decydujących o wzroście wartości szczytowej prądu podczas zwarć niejednoczesnych

Parametr	Wartość	Uwagi		
Kąt fazowy napięcia w chwili powstania zwarcja	0°	dotyczy wszystkich faz dotkniętych za- kłóceniem podczas zwarcia trójfazowego trójetapowego lub zwarcia dwufazowego z ziemią oraz faz zwieranych oddzielnie podczas zwarcia trójfazowego dwuetapo- wego dla wartości $X_0/X_1 < 1$, dotyczy napięcia międzyfazowego pod- czas zwarcia trójfazowego dwuetapo- wego dla faz zwieranych jednocześnie dla wartości $X_0/X_1 > 1$,		
Pouroania zueroa				
Czas opóźnienia zwierania ko- lejnych faz podczas nie-	1.66 ÷ 5 ms	dla $X_0/X_1 > 1$ oraz kolejności zwierania faz $L2+L1$		
jednoczesnego zwarcia dwufazo- wego z ziemią	5 ÷ 6.6 ms	dla $X_0/X_1 < 1$ oraz kolejności zwiera- nia faz $L1+L2$		
Czas opóźnienia zwierania ko- lejnych faz podczas nie-	≤ 6.6 ms	dla $X_0/X_1 < 1$ i zwarcia trójfazowego trójetapowego		
jednoczesnego zwarcia trójfazo- wego z ziemią	≤ 5 ms	dla $X_0/X_1 > 1$ i zwarcia trójfazowego dwuetapowego		
R/X	0	teoretycznie, w praktyce najmniejsza wartość 0.07		

6.2.2. Zanik przejścia przez zero w przebiegu prądowym podczas zwarć

niejednoczesnych

Podczas zakłóceń zwarciowych w określonych warunkach oraz dla odpowiednich parametrów obwodu zwarciowego może występować przez pewien czas brak przejścia przez zero prądów w poszczególnych fazach (rys. 6.11). Zjawisko to ma miejsce w sytuacji, gdy początkowa wartość składowej nieokresowej jest większa od początkowej wartości składowej okresowej oraz/lub składowe podprzejściowe zmienne zanikają szybciej od składowej nieokresowej. Jak wiadomo, prądy zwarciowe mogą zostać wyłączone tylko w warunkach przejścia przez zero, co oznacza, że może dojść do sytuacji, w której przez określony czas prądy te nie będą mogły zostać wyłączone aż do momentu wystąpienia

Tablica 6.1

-116-

naturalnego przejścia prądu przez zero. Zjawisko to związane jest zatem bezpośrednio ze wzrostem wartości składowej nieokresowej zawartej w prądzie, co występuje - jak wykazano powyżej - podczas zwarć niejednoczesnych w stosunku do maksymalnej wartości tej składowej podczas zwarć jednoczesnych. Z uwagi jednak na fakt, że brak przejścia przez zero może pojawić się również podczas zwarć jednoczesnych na zaciskach generatorów, celowo rozdzielono od siebie te dwa problemy.

Problem braku przejścia przez zero w pradach podczas zwarć jednoczesnych trójfazowych na zaciskach generatorów jest w literaturze od dawna bardzo dokładnie przeanalizowany [OS1], [CA1], [CA2], [OW1], [KU3], [LI1]. Z tego powodu, z punktu widzenia analizy prowadzonej w niniejszej pracy, badania ograniczono do zbadania wpływu niejednoczesności zwarć na to zjawisko.





z czasowym brakiem przejścia przez zero Głównymi przyczynami mogącymi Fig. 6.11. Example of the non-zero phenomenon in the short-circuit current

podczas zwarć jednoczesnych na zaciskach generatora są warunki pracy przed zakłóceniem oraz parametry generatora. Istotny jest wpływ współczynnika mocy przed zakłóceniem. Jak wykazano w pracy [LI1], w przypadku pojemnościowego współczynnika mocy generatorów czas od chwili powstania zwarcia do osiągnięcia pierwszego przejścia przez zero przez prąd zwarciowy jest kilka razy dłuższy niż w przypadku współczynnika indukcyjnego. Opóźnione przejście przez zero może być również spowodowane niedowzbudzeniem generatorów oraz nierównością reaktancji w obu osiach maszyny. Nierówność $X_d \neq X_q$ występująca w maszynach z biegunami jawnymi bez uzwojeń tłumiących może, przy dodatkowym uwzględnieniu niejednoczesności zwarć, powodować osiągnięcie przez współczynnik szczytu ksz znacznych wartości, a w konsekwencji długiego czasu zaniku przejścia przez zero. Potwierdzeniem tego może być porównanie przebiegów prądowych w fazie L1 podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego na zaciskach generatora o wartościach stosunków $X_{q}^{*} = 1.5 X_{d}^{*}$ (rys.6.12) oraz $X_{q}^{*} = 2 X_{d}^{*}$ (rys.6.13).

Przebiegi pokazane na tych rysunkach obliczone dla generatora, którego dane zaczerpnięto z [KU3], wykazują możliwość wystąpienia przez ponad 10 okresów braku przejścia przez zero. Przebiegi te obliczono dla ekstremalnie niekorzystnych warunków, podczas których występują maksymalne współczynniki szczytu. Zgodnie z informacjami podanymi w tablicy 6.1, przy założeniu punktu zerowego generatora izolowanego, najbardziej niekorzystnym przypadkiem jest zwarcie trójfazowe niejednoczesne, w którym w pierwszym etapie w momencie przejścia przez zero napięcia międzyfazowego faz dotkniętych zwarciem (np. podczas zwarcia faz L1 + L2, dotyczy to napięcia $u_{1,1,1,2}$) pojawia się zwarcie dwufazowe, a po opóźnieniu 5 ms - zwarcie trójfazowe (w momencie przejścia przez zero napięcia trzeciej fazy).





Praktycznie, zwarcia trójfazowe na zaciskach generatora występują bardzo rzadko, natomiast to samo zwarcie - w podanych wyżej ekstremalnie niekorzystnych warunkach wskutek "wyrównywania" reaktancji X i X powoduje znacznie krótszy czas zaniku przejścia przez zero prądów zwarciowych. Jest to wyraźnie widoczne na rysunkach 6.13 oraz 6.14, gdzie pokazano przebiegi prądowe w fazie L1 podczas niejednoczesnych zwarć trójfazowych na zaciskach transformatorów połączonych z generatorem. Przebiegi te odpowiadają zatem warunkom zwarcia jak na rysunkach 6.11 i 6.12, przy "przesunięciu" lokalizacji zakłócenia na stronę wtórną transformatora licząc od zacisków generatora.

-119-





- Rys. 6.14. Przebieg prądu zwarciowego w fazie L1 podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego na zaciskach transformatora dla X' = 1.5 X'
- Rys. 6.15. Przebieg prądu zwarciowego w fazie L1 podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego na zaciskach transformatora dla $X' = 2X'_{d}$
- non-simultaneous three-phase fault at the transformer terminals for $X_{4}^{*}=1.5 X_{4}^{*}$
- Fig. 6.14. Current waveform in phase L1 during Fig. 6.15. Current waveform in phase L1 during non-simultaneous three-phase fault at the transformer terminals for $X_a = 2 X_d$

załączniku C1 podano przykłady przebiegów prądowych czasowo W "jednobiegunowych", otrzymane w wyniku obliczeń przeprowadzonych w rzeczywistym układzie elektroenergetycznym o specyficznej strukturze: duża ilość generatorów w elektrowniach połączonych krótkimi liniami wysokiego napięcia. Warunki zatem w tym układzie są sprzyjające do występowania podczas zwarć niejednoczesnych zaników przejścia prądów przez zero.

Jak wykazano w poprzednim rozdziale, również podczas zwarć odległych od zacisków generatora mogą wystąpić czasowe zaniki przejść przez zero prądów. Ekstremalne warunki występują dla wartości R/X = 0. Dla $X_0/X_1 = 1$ nie występuje wzrost wartości współczynnika szczytu w stosunku do współczynnika udaru, co oznacza, że maksymalne wartości prądów podczas zwarć niejednoczesnych nie są większe od występujących w warunkach zwarć jednoczesnych w układzie oraz że nie dochodzi do braku przejścia przez zero.

W tablicy 6.2 podano oprócz maksymalnych wartości współczynników szczytu, które moga wystąpić podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego, również czas t,, po którym prąd przechodzi przez zero w zależności od stosunku R_1/X_1 dla $X_0/X_1 = 0.5$ oraz $\mathbf{R}_{0}/\mathbf{R}_{1}$.

Wartości maksymalnego współczynnika k _{sz} oraz czasu t _* po którym prąd przechodzi przez zero od momentu powstania niejednoczesnego zwarcia trójfazowego z ziemią.					
R ₁ /X ₁	k _{sz}	t _z [s]			
0	2.68				
0.01	2.54	0.1794			
0.02	2.49	0.099			
0.03	2.45	0.0596			

0.03	2.45	0.0596
0.04	2.41	0.0584
0.05	2.37	0.039
0.06	2.34	0.0383
0.07	2.30	0.0378
0.08	2.27	0.0374
0.09	2.24	0.037
0.1	2.23	0.0197
0.12	2.14	0.0186
0.15	2.05	0.0178

6.2.3. Przykład możliwości osiągnięcia minimum lokalnego podczas identyfikacji parametrów układów zastępczych

Osiągnięta w pewnych przypadkach duża zgodność - identyczność przebiegów prądowych dla układu oryginalnego oraz prostego zredukowanego może prowadzić do przeoczenia osiągnięcia minimum lokalnego podczas identyfikacji parametrów schematu zastępczego. W pokazanych na rysunkach 6.16 oraz 6.17 zestawieniach wyników obliczeń współczynników szczytowych prądu określono maksymalne wartości prądów dla ponad 400 różnych przebiegów prądowych.

Identyfikację parametrów schematu zastępczego przeprowadzono dla przebiegu czasowego prądu podczas jednego okresu. Obliczenia przeprowadzono w układzie pokazanym na rysunku 2.4, przy czym niejednoczesne zwarcie trójfazowe z ziemią symulowano w punkcie G, zaś prądy obliczano w punkcie KK1.

Tablica 6.2





- Rys. 6.16. Zależności współczynników szczytu od opóźnienia zwierania faz obliczone dla prądów w układzie oryginalnym
- Fig. 6.16. Peak factors versus faulted phases short-circuiting time delay for the full system currents calculation

Maksymalne wartości współczynnika szczytu obliczono dla wszystkich kombinacji opóźnienia zwierania poszczególnych faz w układzie oryginalnym k_{szOR} (rys. 6.16) oraz zredukowanym k_{szRD} (rys. 6.17) prostym składającym się z rezystancji i indukcyjności. Rysunek 6.18 przedstawia porównanie tych współczynników (różnicę) obliczonych dla obydwu układów. Jak widać, identyczne wyniki uzyskano tylko dla określonych zakresów, natomiast w większości



Rys. 6.17. Zależności współczynników szczytu od opóźnienia zwierania faz obliczone dla prądów w układzie zredukowanym
 Fig. 6.17. Peak factors versus faulted phases short-circuiting time delay for the reduced system currents calculation



 Rys. 6.18. Porównanie wartości współczynników szczytu obliczonych w układzie oryginalnym i zredukowanym
 Fig. 6.18. Comparison of the peak current factors calculated in full and reduced system

przypadków wyniki różniły się nawet o ponad 10%.

Przytoczony przykład osiągnięcia minimum lokalnego dodatkowo uzasadnia konieczność prowadzenia identyfikacji dla różnych wartości początkowych poszukiwanych parametrów. Jak wykazały liczne badania, wartości początkowe identyfikowanych parametrów mogą mieć zasadniczy wpływ zarówno na szybkość, jak i dokładność otrzymanych rezultatów.

6.3.1. Uwagi wstępne

Znajomość zjawisk związanych z przepięciami łączeniowymi, wywołanymi zmianami konfiguracji układu elektroenergetycznego, wymagana jest zarówno dla ustalenia doboru parametrów urządzeń ochronnych izolacji układu, jak i dla doboru rodzaju i nastaw urządzeń elektroenergetycznej automatyki zabezpieczeniowej. Wynikiem tego jest cały szereg publikacji prezentujących zarówno wyniki pomiarów, jak i analizy teoretyczne zawierające modele elementów układu elektroenergetycznego oraz metody obliczeniowe badań przepięć łączeniowych [CI4]. Znaczenie znajomości wielkości charakteryzujących przepięcia, takich jak wartości szczytowe oraz czas trwania, potwierdza fakt kontynuowania tych badań, szczególnie w kierunku poszukiwania właściwych modeli oraz metod obliczeniowych [CG1], pomimo że badania te prowadzone są od ponad 70 lat. Niewątpliwie główną przyczyną takiego stanu jest fakt ciągłego rozwoju techniki komputerowej, szczególnie w kierunku szybkości i pojemności maszyn cyfrowych. Umożliwia to zastosowanie bardzo dokładnych modeli linii, odgrywających podstawową rolę w tych badaniach, jak również modeli zakłóceń zawierających nieliniowości.

Wpływ poszczególnych parametrów oraz warunków pracy układu na wartości szczytowe, kształt oraz czas trwania przepięć w układzie podczas zakłóceń jednoczesnych jest w literaturze dość dobrze opracowany. Zależności tych nie można jednak w sposób bezpośredni przenieść na zakłócenia niejednoczesne. Kombinacja opóźnień zwierania poszczególnych faz lub też ich załączania może spowodować nakładanie się składowych swobodnych oraz możliwość pojawienia się warunków sprzyjających powstawaniu maksymalnych wartości w każdej fazie. Prawidłowość odnosząca się do zakłóceń jednoczesnych, że maksymalne przepięcia występują w fazie dotkniętej zwarciem w momencie powstania zakłócenia podczas osiągnięcia przez napięcie tej fazy wartości maksymalnej, nie jest zawsze spełniona podczas zakłóceń niejednoczesnych. Jest to spowodowane faktem, że składowe swobodne wyższej częstotliwości dodawane są do wartości napięcia podstawowego, co powoduje, że wzajemne położenie tych składowych może w istotny sposób decydować o wartości szczytowej napięcia wypadkowego.

Analiza liczbowa wpływu niejednoczesności na współczynniki przepięć jest znacznie

-120-

bardziej skomplikowana niż podczas badania tego wpływu na wzrost współczynnika szczytowego prądów zwarciowych. Oprócz niejednoczesności biegunów wyłącznika dodatkowo należy uwzględnić możliwość braku jednoczesności załączania wyłączników na obydwu krańcach linii podczas ponownego załączenia w cyklu SPZ. Pokazane na rysunku 6.19 przykładowe przebiegi prądów i napięć podczas takiego cyklu, gdy następuje jednoczesne działanie wyłączników, jest mało prawdopodobne. Przebiegi te obliczono w układzie omawianym w załączniku C.1.1 (rys. C.1.1) podczas analizowania prądów zwarciowych jednobiegunowych. W załączniku C.1.2 podano wyniki obliczeń przepięć obliczonych dla tego układu.



Rys. 6.19. Przykładowy przebieg prądów i napięć obliczony na początku linii W-A w układzie pokazanym na rysunku C.1.1, podczas cyklu SPZ

Fig. 6.19. Examples of the current and voltage waveforms calculated at the begining of the line W-A in the system shown in fig. C.1.1, during a cycle of autoreclosure

Analizę przepięć podczas niejednoczesnych zakłóceń zwarciowych oraz łączeniowych przeprowadzono dla trzech omawianych w niniejszej pracy układów elektroenergetycznych: - zbliżonego do układów pracujących w warunkach krajowych, pokazanego na rys. 2.4,

- pracującego w warunkach górskich wykorzystanego dla weryfikacji (rys. 5.1),
- wspomnianego powyżej układu (rys. C.1.1), pracującego w warunkach tropikalnopustynnych.

6.3.2. Wpływ niejednoczesności zakłóceń

Dla oceny wpływu niejednoczesności zakłóceń na wartości szczytowe napięć niemożliwe jest przeprowadzenie badań, których wyniki pozwoliłyby na dokonanie uogólnień dotyczących czasów opóźnień zwierania faz, tak jak to było w przypadku analizy współczynników szczytowych prądów zwarciowych. Wynika to bezpośrednio z charakteru przebiegu przejściowego napięcia zawierającego nieskończoną ilość składowych swobodnych wyższej częstotliwości, decydujących o wartościach szczytowych napięcia. Amplituda tych składowych zależy głównie od chwili powstania zakłócenia oraz parametrów danego układu. Częstotliwość składowych występujących w przebiegach napieciowych linii przesyłowej zależna jest od miejsca oraz rodzaju zwarcia i jest odwrotnie proporcjonalna do długości linii. Dla linii bardzo krótkich, jak i zakłócenia zlokalizowanego w pobliżu punktu pomiaru istnieje większa możliwość, że maksymalne wartości składowych o wiekszych pulsacjach dodawane będą do amplitud napięcia podstawowego. Z drugiej strony składowe te sa tłumione szybciej w takiej linii aniżeli dla linii dłuższej. Jest to wyraźnie widoczne po porównaniu przebiegów napięciowych na poczatku linii o zmienianej długości odpowiednio 10, 100 i 250 km (rys. 6.20÷ 6.22), usytuowanej jako linia B-C w układzie z rysunku 2.4, gdzie pojawiają się przepięcia we wszystkich fazach w chwili osiągnięcia przez składowe podstawowe napięcia tych faz wartości maksymalnych lub w ich pobliżu. Chwile te zostały celowo wybrane jako początki zwierania kolejnych faz podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego z ziemią na końcu tej linii. Wraz ze wzrostem długości linii następuje przesunięcie "wymaganej" chwili powstania zwarcia w kolejnych fazach dla osiągnięcia chwilowej wartości maksymalnej przebiegu przejściowego napięcia, co wynika ze znacznie niższej częstotliwości składowych nakładających się na przebieg podstawowy. Charakterystyczne jest występowanie, nawet dla bardzo krótkich linii, przepięć w fazach zdrowych wynikających ze sprzężeń międzyfazowych.





Rys. 6.20. Przebiegi napięć fazowych podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego na początku linii o długości 10 km
Fig. 6.20. Voltage waveforms during non-simultaneous three-phase fault at the begining of the 10 km long line

W celu określenia wpływu niejednoczesności zakłóceń na wartości szczytowe napięć podczas zwarć przeprowadzono badania teoretyczne, dla których zmieniano długość linii oraz moc zwarciową zastępczych systemów zasilających. Jak wynika z zestawienia pokazanego na rysunku 6.23, w całym zakresie szczytowe wartości napięć otrzymane podczas zwarć niejednoczesnych są od kilku do kilkudziesięciu procent większe od tych samych wartości obliczonych podczas zwarć jednoczesnych. Procentowy wzrost obliczono na podstawie stosunku maksymalnych wartości napięcia otrzymanych podczas zwarć niejednoczesnych niezależnie od fazy.



Rys. 6.21. Przebiegi napięć fazowych podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego na początku linii o długości 100 km







Fig. 6.22. Voltage waveforms during non-simultaneous three-phase fault at the begining of the 250 km long line

Badania wykazały ogromną ilość czynników wpływających na współczynniki przepięć, przy czym wielokrotnie zmiana poszczególnych parametrów dla zadanej konfiguracji układu nie powoduje znacznej zmiany wartości tych współczynników, a jedynie zmianę "okoliczności", np. czasu wystąpienia wartości szczytowej napięcia podczas trwającego procesu przejściowego. Z tego powodu analiza numeryczna dla określenia czasów opóźnienia zwierania faz, zakresów kątów załączania, podczas których pojawić się mogą maksymalne wartości przepięć, jest bardzo żmudna i czasochłonna. Prawdopodobnie jest to przyczyną całkowitego pomijania zjawiska niejednoczesności zakłóceń, podczas licznych badań przebiegów przejściowych, bardzo wyczerpująco analizujących wpływ wielu czynników posiadających znacznie mniejsze, czasem wręcz pomijalne znaczenie [JO1]. Jest to o tyle zaskakujące, że w licznych publikacjach poświęca się wiele miejsca na analizy modeli zakłócenia, przy błędnym założeniu jednoczesności jego powstawania.

S'_{zw}[GVA]



Rys. 6.23. Procentowy wzrost wartości szczytowych napięć podczas zwarć niejednoczesnych Fig. 6.23. Percentage increase of the voltages peak values during the non-simultaneous faults

W tablicy 6.3 zestawiono współczynniki przepięć obliczone na początku analizowanej linii podczas zakłóceń jednoczesnych i niejednoczesnych, zwarciowych oraz łączeniowych. Wybrano trzy charakterystyczne rodzaje zakłóceń:

- zwarcie niejednoczesne trójfazowe z ziemią na końcu linii,

- ponowne trójfazowe załączenie linii (niejednoczesne oraz jednoczesne obustronne) po likwidacji zakłócenia,
- ponowne trójfazowe załączenie linii (niejednoczesne oraz jednoczesne obustronne) z trwałym zwarciem jednofazowym.

Ostatni rodzaj zakłócenia stanowi najgroźniejszy przypadek, co potwierdzają wartości współczynników przepięć podane w tablicy 6.3. Z tablicy tej wynika, że wpływ długości linii przesyłowej na obliczane współczynniki nie jest jednoznaczny. Dla zadanych w podanym przykładzie warunków zewnętrznych układu, takich jak np. konfiguracja, moc zwarciowa systemów zasilających, parametry itp., największe wartości maksymalnych współczynników przepięć wystąpiły dla linii o długości 70 km.

Wyniki analiz wskazują jednoznacznie konieczność uwzględnienia stanu faktycznego, występującego podczas zakłóceń zwarciowych oraz łączeniowych, jakim jest niejednoczesność powstawania zakłócenia w każdej z faz.

Tablica 6.3

Współczynniki przepięć podczas zakłóceń niejednoczesnych

	Zwarcie 3-fazowe 2 ziemią		Ponowne udane 3-fazowe załączenie		Ponowne 3-lazowe załączenie z trwałym zwarciem 1-lazowym	
Rodzaj						
zakłócenia						
Długość	jedno-	niejed-	jedno-	niejed-	jedno-	niejed-
linii [km]	czesne	noczesne	czesne	noczesne	czesne	noczesne
10	1.02	1.69	1.96	2.35	2.30	2.68
30	1.03	1.76	1.94	2.21	2.28	2.79
50	1.08	1.71	1.92	2.24	2.34	2.58
70	1.16	2.02	1.89	2.34	2.38	2.89
100	1.25	1.90	1.85	1.97	2.40	2.48
250	1.32	2.21	1.33	2.17	1.12	2.23

Wśród pozostałych czynników wpływających na wartości współczynników przepięć, niezależnych od uwzględnienia niejednoczesności powstawania zakłóceń, należy wyróżnić zjawiska lokalne oraz ogólne. Czynniki lokalne charakterystyczne dla konkretnego układu decydują o ogólnym poziomie współczynników przepięć, które mogą w tym układzie wystąpić, mają charakter deterministyczny. Należą do nich:

- struktura i parametry układu. Zasadniczą rolę odgrywają parametry linii przesyłowych, ale także układów zasilających - głównie wzajemny stosunek impedancji dla składowej zerowej i zgodnej oraz rezystancji i reaktancji,
- wpływ obciążenia linii oraz warunków pracy układu (w stanie normalnym) przed zakłóceniem jest pomijalny.

Czynniki ogólne mające charakter probabilistyczny to:

- rodzaj zakłócenia. Dotyczy to ewentualnego udziału ziemi podczas zwarcia. Jak wykazano powyżej dla zwarć bez udziału ziemi, składowe swobodne wyższej częstotliwości powodujące powstanie przepięć pojawiają się praktycznie tylko w fazach dotkniętych zwarciem, w przeciwieństwie do zwarć z udziałem ziemi, podczas których amplitudy składowych w fazach zdrowych mogą być większe niż w fazach dotkniętych zakłóceniem,
- odległość od miejsca zakłócenia. Jest to jednak czynnik związany pośrednio z parametrem lokalnym, jakim jest długość linii. Czas, jaki "potrzebuje" fala zakłóceniowa, aby przebyć drogę od miejsca zakłócenia do pierwszego punktu nieciągłości powodującego odbicie tej fali, decyduje bowiem o częstotliwości składowych, ich amplitudzie oraz czasie tłumienia,
- moment powstania zwarcia. Maksymalne amplitudy składowych swobodnych występują dla zakłócenia w fazie, której napięcie w miejscu zwarcia, w momencie powstania zwarcia osiąga wartość maksymalną. Niejednoczesność występowania zwarcia może powodować nieprawdziwość tego stwierdzenia. Przykładowo, w fazie zwieranej w dalszej kolejności mogą występować składowe o znacznej amplitudzie w chwili przechodzenia napięcia tej fazy przez zero (dla zwarcia jednoczesnego brak składowych w takich warunkach).

6.3.3. Przepięcia w liniach przesyłowych o różnych poziomach napięć pracujących na tych samych konstrukcjach wsporczych

Zjawisko powstawania przepięć w sąsiednich torach linii było analizowane w literaturze dość dokładnie, toteż dodatkowe badania nie mogą przynieść znaczących nowości dotyczących rezultatów ewentualnych obliczeń. Wniosek ten odnieść jednak można tylko do linii wielotorowych o tym samym poziomie napięć, pracujących w tym samym układzie, w większości przypadków podłączonych do wspólnych szyn zbiorczych.

W przeciwieństwie do tego problem zjawisk przejściowych mogących wystąpić w liniach, w których nie występują zakłócenia, w konsekwencji zwarć pojawiających się w innych torach pracujących na tej samej konstrukcji wsporczej, lecz o różnych poziomach napięć, był rozpatrywany dotychczas tylko fragmentarycznie. Zjawiska te mogą doprowadzić do zbędnego kaskadowego wyłączania linii będących w stanie bezzakłóceniowym. Dodatkowo z uwagi na fakt, że tory te podłączone są do różnych układów, lokalizacja tych zakłóceń oraz ich likwidacja mogą być bardzo utrudnione.

Analizę dotyczącą tego problemu przeprowadzono na podstawie wyników obliczeń otrzymanych dla układu pracującego w warunkach górskich - wykorzystanego w analizie weryfikacyjnej (rys. 5.1). Na odcinku o długości 13 km na tych samych słupach nośnych co linia 380 kV zawieszona jest linia przesyłowa 110 kV.

Jak wykazały badania, największe wartości chwilowe napięć otrzymano w obydwu liniach podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego z ziemią. Obliczenia wykazały występowanie znacznych wartości napięć chwilowych w linii 110 kV nie dotkniętej zakłóceniem podczas zwarć niejednoczesnych w linii 380 kV. W tablicy 6.4 podano maksymalne współczynniki przepięć w obydwu badanych liniach, określone jako krotność szczytowego napięcia fazowego podczas wybranych zakłóceń zwarciowych w linii 380 kV.

Przedstawione współczynniki nie stanowią oczywiście maksymalnie możliwych, z uwagi na fakt możliwości wystąpienia większych wartości podczas zakłóceń innego rodzaju (np. łączeniowych) lub o innej lokalizacji. Bardzo istotne są również warunki pracy linii 110 kV. W chwili przeprowadzania pomiarów w linii 380 kV linia 110 kV nie była jeszcze podłączona do żadnego układu. Zestawienie podane w tablicy dotyczy przewidywanej struktury oraz warunków pracy sieci 110 kV, do której miała być podłączona ta linia.

Tablica 6.4

Współczynniki przepięć podczas zwarć na końcu linii 380 kV

Linia (kV)	RODZAJ ZWARCIA	FAZA L1	FAZA L2	FAZA L3
	L1+z	2,72	1,88	1,83
	L1+L2	1,81	1,67	1,91
110	L1+L2 +z	2,72	1,90	2,03
	L1+L2 +L3(jednoczesne)	1,49	1,27	1,68
	L1+L2+L3+Z(NIEJEDNOCZESNE)	2,72	1,90	2,19
	L1+z	1,06	1,05	1,14
	L1+L2	1,34	1,44	1,09
380	L1 + L2 + Z	1,05	1,05	1,14
	L1+L2 +L3(jednoczesne)	1,13	0,.96	0,86
	L1+L2+L3+Z(NIEJEDNOCZESNE)	1,05	1,05	1,14

Przykładowe przebiegi przejściowe napięć pokazane na rys. 6.24 obliczone zostały na początku (patrząc od strony szyn elektrowni *Pradella*) linii 110 kV podczas trójfazowego niejednoczesnego zwarcia na końcu linii 380 kV, dla aktualnej sytuacji ruchowej, tzn. gdy linia 110 kV nie była podłączona do żadnego układu. Jak widać, pomimo to w linii tej wskutek sprzężeń pojawiają się napięcia przekraczające wartość znamionową.

Pokazane na rysunku 6.25 przebiegi napięciowe policzone zostały dla linii 100 kV podłączonej jednostronnie do zasilania, nie obciążonej. Konsekwencją tego są bardzo duże współczynniki przepięć pojawiające się podczas tego samego zwarcia. Chwilowe napięcie w fazie L3 osiąga nawet wartość prawie 3.5-krotnie większą od napięcia znamionowego.

Zakłócenia w linii 110 kV nie powodują pojawiania się przepięć zarówno w tej, jak i w linii 380 kV. Istotnym czynnikiem powodującym taką sytuację jest niewielka długość linii 110 kV wynosząca około 13 km. Przedstawione na rys. 6.26 przykładowe przebiegi napięć na początku obydwu linii obliczone zostały dla najgroźniejszego w linii 110 kV, z punktu widzenia pojawiających się przepięć w obu liniach zakłócenia, niejednoczesnego zwarcia trójfazowego z ziemią.







Fig. 6.25. Example of the voltage waveforms in unloaded 110 kV line with one side supply, during nonsimultaneous three-phase fault in 380 kV line

ZWARCIE L1+L2+L3 W LINII 110 kV 4.88 Voltages. Scale: 18**(5) L1(380) L2(380) 3.00 2.00 L2(110) L1(110) 1.88 0.00 -1.88L3(110) -2.00 -3.00 L3(380) -4.000.00 0.02 0.84 0.06 0.08 0.10 0.12 0.14 0.16 0.18 0.20 Time scale: 10++(-1) s (E) Hispallion, and

Rys. 6.26. Przebiegi przejściowe napięć fazowych w obydwu liniach podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego w linii 110 kV

Fig. 6.26. Phase voltages transients in both lines during non-simultaneous three-phase fault in 110 kV line

W tablicy 6.5 zestawiono maksymalne współczynniki przepięć w obydwu badanych liniach podczas wybranych niejednoczesnych zakłóceń zwarciowych w linii 110 kV.

Tablica 6.5

Linia (kV)	RODZAJ ZWARCIA	faza L1	faza L2	faza L3
110	L1+L2+L3	0.99	1.01	0.88
380	(jednoczesne)	0.98	0.97	0.96
110	L1+L2+L3+z	0.99	1.01	1.10
380	(niejednoczesne)	1.01	0.99	0.97

Współczynniki przepięć podczas zwarć w linii 110 kV

W niektórych państwach są również wykorzystywane konstrukcje nośne, na których umocowane są linie przesyłowe o trzech różnych poziomach wysokiego napięcia. Przykładową kostrukcję wsporczą EMF 380-220-110 kV pracującą w Szwajcarii pokazano na rysunku 6.27. W takich liniach zakłócenia w jednej linii mogą powodować powstawanie przepięć oraz prądów przejściowych w obydwu sąsiednich liniach w konsekwencji w obydwu niezależnych układach przesyłowych. Zasadniczy wpływ na



 Rys. 6.27. Schemat konstrukcji wsporczej dla linii przesyłowej o trzech poziomach napięć: 380, 220, 110 kV
 Fig. 6.27. Tower configuration for the line with three voltage levels: 380, 220, 110 kV

ilościowy i jakościowy przebieg przejściowy w tych liniach będą miały warunki geometryczne, takie jak wzajemne położenie i odległości pomiędzy przewodami linii o różnych napięciach.

Dla układu elektroenergetycznego, w którym pracuje opisana linia, przeprowadzono obliczenia, podczas których symulowano niejednoczesne zwarcia na końcu "wspólnego" odcinka linii o długości 70 km. W dalszym przebiegu linia przesyłowa 380 kV pracuje samodzielnie, natomiast linie 220 oraz 110 kV są umocowane na wspólnych konstrukcjach nośnych w ciągu następnych 10 km. Jak widać z przykładowych rezultatów pokazanych na rysunkach 6.28÷6.30, zwarcie niejednoczesne w linii 380 kV ma znacznie większy wpływ na przebiegi napięciowe w linii 110 kV. W linii tej, której przewody biegną bliżej w stosunku do przewodów linii 380 kV dotkniętej zakłóceniem, mogą pojawić się - jak wynika z obliczeń - przepięcia powodujące zbędne wyłączenia tej linii.

Bardzo groźnym zakłóceniem, mogącym mieć wpływ na powstawanie przepięć w układach sąsiednich, jest zerwanie przewodu odgromowego lub fazowego. W następstwie tego mogą wystąpić zwarcia wielofazowe doziemne lub bez udziału ziemi międzysystemowe. Bardzo istotny jest fakt występowania podczas takich zakłóceń szczególnie w liniach o niższym poziomie napięcia - prądów zwarciowych o wartościach znacznie większych w porównaniu do prądów płynących podczas zwarć w jednym systemie. Wartości maksymalne napięć podczas zakłóceń międzysystemowych mogą przekroczyć nawet pięciokrotnie napięcie znamionowe linii [BA1].

-132-

-133-



Rys. 6.28. Napięcia na początku linii 380 kV Fig. 6.28. Voltages at the begining of 380kV line





-135-

6.4. Uwagi końcowe

Z krańcowo odmiennych warunków występowania maksymalnych wartości przejściowych napięć i prądów (maksymalne przepięcia dla chwili początkowej zakłócenia, gdy napięcie fazy dotkniętej zwarciem osiąga maksimum, oraz maksymalny prąd szczytowy, gdy napięcie przechodzi przez zero w fazie zwartej w momencie powstania zwarcia) wynika, że praktycznie zawsze podczas zakłóceń pojawiają się składowe swobodne o zróżnicowanych amplitudach i czasach tłumienia. Przy uwzględnieniu zjawiska nakładania się tych składowych podczas zakłóceń niejednoczesnych pojawia się problem wzrostu tych amplitud oraz czasów tłumienia w stosunku do tych wartości obliczonych dla zakłóceń jednoczesnych.

Istotnym problemem jest również to, że w normach przyjmuje się wyniki obliczeń przeprowadzonych dla zakłóceń jednoczesnych. Dotyczy to przede wszystkim możliwości przekroczenia wartości maksymalnego prądu udarowego dla zwarć jednoczesnych, przyjętego w normach jako maksymalnego dla wszystkich rodzajów zakłóceń $k_u=2$, jak również braku przejścia przez zero w przebiegach prądów.

Jak wykazały wyniki badań przedstawionych powyżej, istnieje szeroki zakres możliwych warunków sprzyjających powstawaniu takich sytuacji.

Niejednoczesność zwarć oraz zakłóceń łączeniowych powoduje znaczny wzrost współczynników przepięć w stosunku do maksymalnych, obliczonych podczas tych zakłóceń traktowanych jako jednoczesne.

Szczególnego - praktycznego znaczenia nabierają wskazane powyżej możliwości pojawienia się przepięć w liniach o różnych poziomach napięć, podłączonych do różnych systemów, ale pracujących na tych samych konstrukcjach wsporczych. Jak wykazano, zwarcia niejednoczesne w liniach sąsiednich mogą powodować powstawanie przepięć o dużej amplitudzie. W konsekwencji pobudzone zabezpieczenia w tych sąsiednich liniach mogą nieprawidłowo wyłączyć te linie. Przez kaskadowe wyłączanie kolejnych linii może nawet dojść do "black-out'u".

Wspomniane powyżej w p. 6.1 powszechne opinie wyrażane w literaturze światowej i krajowej o małym prawdopodobieństwie warunków sprzyjających występowaniu zwiększonych prądów zwarcia podczas zakłóceń niejednoczesnych nie uzasadniają wcale - zdaniem autora - takiego "optymistycznego" podejścia w stosunku do wzrostu możliwych współczynników przepięć. Nakładające się składowe swobodne w.cz. powodują zniekształcenie przebiegu napięciowego, którego amplituda jest zależna od ogromnej ilości parametrów oraz warunków panujących w układzie podczas zakłócenia. Nie jest możliwe zatem sformalizowanie zakresów - tak jak dla przebiegów prądowych, dla których współczynniki przepięć podczas zwarć niejednoczesnych wzrastają lub zmniejszają się w stosunku do zakłóceń jednoczesnych. Jak wykazały pokazane powyżej wyniki badań, wzrost współczynników przepięć występuje dla bardzo szerokiego zakresu opóźnień zwierania faz, jak i dla wielu kombinacji zakłóceń niejednoczesnych.

7. PODSUMOWANIE I WNIOSKI

Wnioski zostały uporządkowane zgodnie z grupą tematów obejmujących je. Wszystkie wnioski bezpośrednio związane są z nadrzędnym celem pracy, jakim było wykazanie możliwości znalezienia optymalnego modelu układu elektroenergetycznego mogącego mieć zastosowanie w analizach złożonych zakłóceń niejednoczesnych. Dokładność modelu oraz zakres ewentualnych uproszczeń wynika bezpośrednio z celu analizy, która ma być na takim modelu przeprowadzona. Założonym zakresem badań w niniejszej pracy były przebiegi przejściowe elektromagnetyczne podczas zakłóceń niejednoczesnych. Wpływ tego rodzaju zakłóceń jest najbardziej widoczny w liniach przesyłowych, a ponadto tam właśnie istnieją "najlepsze" warunki (łuk, SPZ) do powstania zakłóceń niejednoczesnych, co powoduje absolutny priorytet modelu linii oraz niedopuszczalność uproszczeń mogących mieć miejsce podczas innych analiz, np. przebiegów elektromechanicznych.

W pierwszej grupie tematycznej (1 - 11) podsumowano doświadczenia związane z identyfikacją parametrów układów zastępczych do analizy stanów dynamicznych. Druga grupa (12 - 17) formułuje wytyczne dla optymalnego modelu linii przesyłowych najwyższych napięć. W trzeciej grupie (18 - 19) dyskutowany jest model zakłócenia niejednoczesnego. Wniosek 20 dotyczący weryfikacji modelu układu przesyłowego może być odniesiony również w stosunku do trzech pierwszych grup "modelowych". Ostatnie trzy grupy wniosków dotyczą konsekwencji uwzględnienia niejednoczesności powstawania zakłócenia dla otrzymywanych przebiegów prądowych (grupa piąta, 21 - 23), napięciowych (grupa szósta, 24 - 25) oraz składowych swobodnych zawartych w tych przebiegach (grupa siódma, 26 - 28).

1. Stosowanie zastępczych układów odwzorowujących złożone układy elektroenergetyczne konieczne jest z uwagi na niemożliwość określenia wszystkich danych dla wszystkich elementów całego układu, zgodnie z wymaganiami stawianymi przez indywidualne modele tych elementów. Zapewnione przez rozwój technologii rezerwy pamięci najnowszych komputerów, pozwalające teoretycznie na dokonywanie obliczeń w układach zawierających kilkadziesiąt tysięcy węzłów, ulegają bardzo znacznej redukcji po wprowadzeniu dokładnych odwzorowań poszczególnych elementów układu.

- 2. O przydatności danej struktury określonego układu zastępczego do analizy stanów dynamicznych decyduje właściwy dobór parametrów tego układu. Na podstawie badań przeprowadzonych przez autora niniejszej pracy można wnioskować, że w niektórych przypadkach bardzo prosty schemat zastępczy z właściwie zidentyfikowanymi parametrami będzie stanowił lepsze odwzorowanie rzeczywistego układu elektroenergetycznego niż złożony układ z parametrami dobranymi przypadkowo.
- 3. Kierunek poszukiwania właściwej struktury schematu zastępczego powinien wynikać z właściwości oryginalnego układu podlegającego redukcji. W szczególnym przypadku, analizowanym dokładnie w niniejszej pracy, układ oryginalny składa się w większości z linii przesyłowych o parametrach zależnych od częstotliwości. Schemat zastępczy takiego układu musi uwzględniać to zjawisko, w przeciwnym przypadku rdzeń układu zawierać powinien wszystkie "sąsiednie" linie odwzorowane bez uproszczeń. Należałoby wykorzystać podstawy teoretyczne modelu Martiego przy konstrukcji schematu zastępującego kilka linii przesyłowych.
- Szybkość prowadzonego procesu identyfikacji parametrów schematu zastępczego odwzorowującego złożoną część układu elektroenergetycznego zależy od:
 - rodzaju i miejsca zakłócenia,
 - sygnału (prądowego, napięciowego itp.) stanowiącego przebieg wzorcowy,
 - okresu czasu, w którym przebieg przejściowy ma być odwzorowany.
- 5. W przypadku niepowodzenia procesu identyfikacji dla danej struktury, tj. przy nie osiągnięciu błędu różnicy sygnałów otrzymanych w układzie rzeczywistym oraz zastępczym poniżej określonej wymaganą dokładnością analizy, należy proces identyfikacji przeprowadzić dla innej struktury. Zmiany wartości początkowych i/lub liczby punktów pomiarowych są w tym przypadku bez znaczenia, przy czym przed ostatecznym odrzuceniem danej struktury jako nieprzydatnej dla danej analizy należy przeprowadzić powtórną identyfikację przy zmienionych wartościach początkowych parametrów.
- 6. Rodzaj sygnału preferowanego dla identyfikacji schematu zastępczego zależy od zjawiska, które ma być badane za pomocą tego układu. Z badań przeprowadzonych przez autora wynika, że identyfikacja parametrów układu zastępczego dla sygnałów

nie zawierających składowych swobodnych wyższej częstotliwości musi, po osiągnięciu końcowych optymalnych rezultatów, zostać powtórzona dla innych wartości początkowych dla uniknięcia lokalnego minimum funkcji celu.

- 7. Zaproponowana w niniejszej pracy metoda identyfikacji polega na modyfikacji metody najmniejszych kwadratów przez zastosowanie kryterium wrażliwości oraz na wprowadzeniu procedury eliminującej liniowe zależności pomiędzy pochodnymi parametrów w kolumnach macierzy funkcjonalnej. Metoda ta została zastosowana i zweryfikowana dla sygnałów zawierających wysoki poziom składowych swobodnych wyższej częstotliwości.
- 8. Metody identyfikacji parametrów pochodzące od "Newtonowskich" lub/oraz quasi-Newtonowskich, dające doskonałe rezultaty dla wzorcowych sygnałów zawierających składowe niskiej częstotliwości, nie stanowią wiarygodnego narzędzia dla określenia parametrów układów zastępczych w przypadku analizy przebiegów przejściowych z wysokim poziomem składowych swobodnych wyższej częstotliwości.
- 9. Niejednoczesność zakłóceń powoduje wzrost poziomu składowych swobodnych wyższej częstotliwości zawartych w przebiegach przejściowych (wzrost amplitudy i czasu tłumienia składowych). Stanowi to utrudnienie przy poszukiwaniu optymalnej struktury układu oraz identyfikacji jego parametrów.
- 10. Metoda bezgradientowa Powella jest całkowicie nieprzydatna dla identyfikacji parametrów układów zastępczych w przypadku sygnałów z wysokim poziomem składowych swobodnych wyższej częstotliwości. Szybkość określania poszukiwanych parametrów - niewątpliwa zaleta tej metody - może być wykorzystywana tylko w przypadku sygnałów nie zawierających takich składowych. Czynnikiem bardzo komplikującym zastosowanie metody bezgradientowej są restrykcje narzucające dopuszczalny zakres poszukiwanych parametrów. Powoduje to dyskusyjną przydatność tej metody dla układów elektroenergetycznych, nawet dla prostych przebiegów prądowych lub napięciowych.
- 11. Układ zastępczy, którego parametry zostały określone za pomocą identyfikacji dla przebiegów przejściowych o wysokim poziomie składowych swobodnych wyższej częstotliwości, jest odpowiedni dla analizy przebiegów elektromagnetycznych podczas wszystkich rodzajów zakłóceń. Odwrotna relacja nie jest słuszna: układ,

którego parametry zostały określone dla sygnału nie zawierającego takich składowych, może nie odwzorowywać prawidłowo przebiegów zniekształconych.

- 12. Model linii przesyłowej najwyższych napięć, wykorzystywany w analizie stanów przejściowych podczas złożonych zakłóceń niejednoczesnych, musi uwzględniać zależność parametrów rozłożonych od częstotliwości. Jest to szczególnie istotne dla analizy zakłóceń z udziałem ziemi. Standardowy, zastosowany w wielu komputerowych programach użytkowych m.in. *EMTP, NETOMAC*, jest tzw. model Martiego. Model ten został zweryfikowany również w niniejszej pracy na podstawie porównania wyników obliczeń i pomiarów. Uwzględnienie zależności parametrów od częstotliwości powoduje obniżenie wartości szczytowych składowych swobodnych o około 15% w porównaniu z otrzymanymi w układzie z parametrami stałymi.
- 13. Niedopuszczalne jest odwzorowywanie linii podczas analizy stanów przejściowych podczas złożonych zakłóceń niejednoczesnych za pomocą zastępczych układów złożonych z parametrów skupionych. Kaskadowe połączenie takich układów powoduje wzrost liczby składowych dodatkowych, które nie występują w układach rzeczywistych. Uwzględnienie zależności parametrów linii od częstotliwości przez wprowadzenie równoległych układów dodatkowych do zastępczych układów złożonych z parametrów skupionych nie eliminuje tych "sztucznych" składowych. Dodatkowe rozbudowanie modelu matematycznego powoduje natomiast znaczne wydłużenie czasu obliczeń.
- 14. Brak uwzględnienia zjawiska naskórkowości w modelu linii powoduje, szczególnie dla zakłóceń międzyfazowych bez udziału ziemi, otrzymywanie błędnych wyników w postaci opóźnienia tłumienia składowych swobodnych wyższej czestotliwości.
- 15. Dla uwzględnienia zjawiska ulotu dynamicznego w modelu linii przesyłowej zaproponowano dodatkowy układ zastępczy włączany pomiędzy odcinki modelu Martiego. Parametry tego układu wyznaczane są z charakterystyki empirycznej. Wprowadzenie takich układów zastępczych nie powoduje pojawiania się dodatkowych składowych. Uwzględnienie ulotu dynamicznego w schemacie zastępczym nie wpływa jednak w znaczący sposób na tłumienie składowych swobodnych w zakresie milisekundowym.

- 16. Czynnikami decydującymi o wprowadzeniu układów zastępczych odwzorowujących zjawisko ulotu dynamicznego dla badania przebiegów przejściowych w zakresie mikrosekundowym są parametry linii określające napięcie początkowe ulotu. W przypadku kilkakrotnego przekroczenia napięcia początkowego ulotu, np. podczas przepięć atmosferycznych lub łączeniowych, należy taki układ wprowadzić. W przeciwnym przypadku uzupełnianie modelu linii zbytecznie przedłuża czas obliczeń oraz w znacznym stopniu powiększa zbiór danych wejściowych.
- 17. Dla badania udarów napięciowych w linii należy, oprócz uwzględnienia zjawiska ulotu dynamicznego, wziąć pod uwagę niejednorodność głębszych warstw ziemi.
- 18. Odwzorowanie łuku dynamicznego (z pętlami histerezy) nie jest konieczne podczas badań zwarć niejednoczesnych w liniach najwyższych napięć. Dopuszczalne jest stosowanie rezystancji liniowej zastępczej. Dynamiczny model łuku zwarciowego, zaproponowany w niniejszej pracy, może być zastosowany dla analizy zjawisk podczas przerwy beznapięciowej w cyklu JSPZ lub SPZ.
- 19. Dla zwarć łukowych niejednoczesnych wolno rozwijających się, np. przy zetknięciu przewodów fazowych z wierzchołkiem drzewa, można zastosować odwzorowanie łuku zgodnie z charakterystyką nieliniową statyczną (oporność zmienna w czasie).
- 20. Weryfikacja wyników badań numerycznych przeprowadzona na podstawie porównania ich z rezultatami pomiarów w pełni potwierdziła prawidłowe odwzorowanie linii napowietrznej, jako czynnika posiadającego zasadniczy wpływ na otrzymywane przebiegi przejściowe. Niemal identyczne wyniki otrzymane w układzie zastępczym, którego parametry identyfikowano na podstawie wybranego pomiarowego sygnału wzorcowego o bardzo wysokim poziomie składowych swobodnych wyższej częstotliwości, w stosunku do wyników uzyskanych w układzie rzeczywistym pozwalają na zastosowanie zaproponowanej metody identyfikacji jako uniwersalnej podczas analiz przebiegów elektromagnetycznych.
- 21. Niejednoczesność zwarć może być przyczyną braku przejścia przez zero w przebiegach prądów. Dla zwarć niejednoczesnych występujących w pobliżu generatorów czas trwania braku przejścia przez zero może być bardzo długi.
- 22. Podczas zwarć niejednoczesnych może dochodzić do przekroczenia wartości maksymalnego prądu udarowego dla zwarć jednoczesnych, przyjętego w normach

-140-
jako maksymalnego dla wszystkich rodzajów zakłóceń $k_u=2$. Zjawisko to wskazywane od bardzo dawna w wielu publikacjach nie wpływa na zmianę norm zastosowanych dla doboru urządzeń elektrycznych (określonych przy założeniu jednoczesności zwarć).

- 23. Wobec stałej zmiany konfiguracji oraz parametrów układu elektroenergetycznego należałoby przeanalizować prawdopodobieństwo wystąpienia ekstremalnych sytuacji określonych we wnioskach 21 i 22, dla każdego złożonego zakłócenia niejednoczesnego, z uwagi na wykazany w pracy szeroki zakres możliwych warunków sprzyjających powstawaniu takich sytuacji.
- 24. Niejednoczesność zwarć oraz zakłóceń łączeniowych powoduje wzrost współczynników przepięć w stosunku do maksymalnych, obliczonych podczas tych zakłóceń traktowanych jako jednoczesne. Dla dokładnego określenia tych współczynników szczególnego znaczenia nabierają wnioski dotyczące właściwego odwzorowania linii przesyłowej.
- 25. Możliwość pojawienia się przepięć w liniach o różnych poziomach napięć, podłączonych do różnych systemów, ale pracujących na tych samych konstrukcjach wsporczych, wskutek zwarć w liniach sąsiednich może, szczególnie podczas zakłóceń niejednoczesnych powodujących powstawanie przepięć o dużej amplitudzie, poprzez pobudzenie urządzeń elektroenergetycznej automatyki zabezpieczeniowej wywołać nieprawidłowe wyłączenie linii nie dotkniętych zakłóceniem, a w skrajnym przypadku nawet kaskadowe wyłączanie kolejnych linii w tym "zdrowym" układzie.
- 26. Dokładne określenie amplitud, częstotliwości oraz czasu trwania składowych swobodnych wyższej częstotliwości, w miejscu zainstalowania urządzeń elektroenergetycznej automatyki zabezpieczeniowej, dla wszystkich możliwych zakłóceń niejednoczesnych mogłoby być pożyteczne zarówno dla lokalizacji oraz możliwości określenia rodzaju tego zakłócenia, jak i przy doborze układów filtrujących dla ultraszybkich zabezpieczeń elektroenergetycznych.
- 27. Niejednoczesność zakłóceń powoduje wzrost amplitudy oraz czasu trwania składowych swobodnych, co powoduje wydłużenie czasu trwania przebiegu przejściowego na wyjściu urządzeń filtrujących. Dyskusyjne jest w takim przypadku zapewnienie krótkiego czasu zadziałania zabezpieczenia.

- 28. Zmiana częstotliwości składowych wraz ze zmianą rodzaju zakłócenia eliminuje możliwość wykorzystania tych składowych jako kryterium określającego rodzaj i miejsce zakłócenia. Dodatkowym czynnikiem mogą być tu składowe pochodzące od innych zakłóceń lub operacji łączeniowych. Zapewnienie selektywności działania zabezpieczeń jest w takiej sytuacji niemożliwe.
- 29. Dokładne określenie prądów zwarciowych dla zabezpieczeń cyfrowych może być zapewnione pod warunkiem dodatkowego uwzględnienia wpływu przenoszenia sygnałów prądowych na stronę wtórną przekładników prądowych. Występująca w przebiegach prądowych składowa swobodna nieokresowa jest podczas zwarć niejednoczesnych większa niż maksymalnie możliwa dla zwarć jednoczesnych. Składowa nieokresowa wpływa zasadniczo na nasycenie konwencjonalnych przekładników prądowych, a tym samym na dokładność pomiaru pierwotnego prądu zwarciowego. Wzrost tej składowej podczas zwarć niejednoczesnych może ten wpływ pogłębić.
- 30. Wyniki badań wykazały, że dostępne komputerowe programy użytkowe, takie jak NETOMAC czy EMTP, nie stanowią uniwersalnego narzędzia, za pomocą którego można uzyskać wiarygodne wyniki badań przebiegów elektromagnetycznych. Są one jednak doskonałą bazą, przez uzupełnienie której można usunąć wszystkie luki występujące w algorytmach tych programów. Zaprezentowane w niniejszej pracy:
 - metoda identyfikacji parametrów zastępczych układów dynamicznych,
 - model linii z uwzględnieniem odwzorowania dynamicznego ulotu,

- udoskonalony model łuku wtórnego,

będą zastosowane w jednej z następnych wersji programu *MicroTran* (EMTP-UBC) jako dodatkowe procedury umożliwiające badania złożonych zakłóceń niejednoczesnych w układach przesyłowych najwyższych napięć.

LITERATURA

- AL1 AL-TAI M.A., ELAYYAN H.S.B, GERMAN D.M., HADDAD A., HARID N., WATERS R.T.: "The simulation of surge corona on transmission lines", *IEEE/PES Summer Meeting*, Portland, Oregon, July 24-29, 1988, 88SM 552-2
- AN1 ANJO K., TERASE H., KAWAGUCHI Y.: "Self extinction of arcs created in long air gaps", *Electr. Engn. Jpn.* 1968, 88, s.83-93
- AT1 Alternative Transients Program Rule Book, Leuven EMTP Center, 1987
- AN1 ANJO K., TERASE H., KAWAGUCHI Y.: "Self extinction of arcs created in long air gaps", *Electr. Engn. Jpn.* 1968, 88, s.83-93
- BA1 BALZER G., SOLBACH H.B.: "Behavoiur of metal-oxide surge arrester during flashover between two three phase systems with different nominal system voltages" *CIGRE 1990 Session* 33-207
- BC1 BOCZKOWSKIJ B.B.: "Impulse corona on single and split conductors", Elektriczestwo, No 7, 1966
- BŁ1 BŁASZCZYK A., POPCZYK J.: "Auswahl von 110-kV-Schaltern auf der Basis eines probabilistischen Modells", *ELEKTRIE*, Berlin, 5, 1983, s.242-245
- BN1 BOONYBOL C.: Power Transmission System Fault Simulation Analysis and Location, Ph.D.Dissert. University of Missouri, Columbia, USA, 1968
- BO1 BOGUCKI A., SOWA P.: "Transiente Vorgänge während Kurzschlußfolgefehlern in Elektroenergiesystemen", 10. Wiss. Konf. der Sektion Elektrotechnik der TU Dresden, Bd.E, 1984, s.45-49
- BO2 BOGUCKI A., SOWA P., SZENDZIELORZ A.: "Berechnung von Ausgleichsvorgängen in elektrischen Netzen mit Dugitalrechner" Wiss. Berichte IHZ (560) 1985, s.204-208
- BO3 BOGUCKI A., SOWA P.: "Badanie analogowe zwarć łukowych", Materiały II Sympozjum "Metody obliczania prądów zwarciowych" Łódź, 1985, s.15-21
- BO4 BOGUCKI A., SOWA P.: "Ströme und Kräfte bei kurzschlußartigen Folgefehlern", 31. Int. Wiss. Kolloquium, Ilmenau, H1, 1986, s.7-10
- BO5 BOGUCKI A., SOWA P.: "Digital Simulation of EHV Systems Under Non-Simultaneous Arcing Fault Conditions", ASME, Modelling, Simulation & Control, A, Vol.23, No 4, Francja, 1989, s.55-63
- BO6 BOGUCKI A., SOWA P.: "Transient Caused By Non-Simultaneous Arcing Faults", Proceedings of Sixth International Symposium on High Voltage Engineering, Mississisi, USA, 1989, s.46.09 1-4

- BO8 BOGUCKI A., SOWA P.: "Beeinflussung von Leitungsnachbildung in einer effektiven Analyse von elektromagnetischen Ausgleichsvorgängen während komplizierter Kurzschlußfehler in Elektroenergiesystemen" 34. Int. Wiss. Kolloquium, Ilmenau, H1, 1989, s.13-16
- BO9 BOGUCKI A., SOWA P.: "Estimation of the probability of fault currents with delayed zeros", Proceedings of IV Intern. Symposium Short-Circuit in a Power System, Liege, s.1.3.1 - 1.3.4, 1990
- BR1 BRANDWAJN V., DOMMEL H.W.: "Numerical oscillation in the transient analysis of circuits with implicit integration methods", Proc. of 26th Midwest Symposium on Circuits and Systems, Puebla Mexico, Aug. 15-16, 1983
- BY1 BROYDEN C. G., NOCEDAL J.: "Global convergence of a class of quasi-Newton methods on convex problem", *SIAM Journal Numerical Analysis*, 24, 1987
- CA1 CANAY M., WERREN L.: "Interrupting sudden asymmetric short-circuit current without zero transition", Brown Boveri Rev. 1969, 56, s.484-493
- CA2 CANAY M., KLEIN H.: "Asymmetric short-circuit currents from generators and the effect of the breaking arc", *Brown Boveri Rev.* 1974, 61, s.199-206
- CI1 CIOK Z.: "Zwarcia niejednoczesne w obwodach elektrycznych", Praca doktorska -Politechnika Warszawska 1959
- CI2 CIOK Z.: "Zwarcia niejednoczesne w obwodach elektrycznych", Przegląd Elektrotechniczny 12/1962
- CI3 CIOK Z.: "Non-simultaneous short-circuits in three-phase networks with special consideration to the effect upon operation of circuit-breakers", CIGRE, 16th-26th, May 1962
- CI4 CIOK Z.: Przepięcia łączeniowe w układach elektroenergetycznych, PWN, Warszawa, 1972
- CI5 CIOK Z.: "Einschwingspannung nach Abstandskurzschlussen", *ELEKTRIE*, Nr 10, 1981, s.552-553
- CG1 CIGRE-Brochure: Guidelines for representation of network elements when calculating transients Working Group 02 of Study Committee 33
- CO1 CORNICK K. J., KO Y. M., PEK B.: "Power system transients caused by arcing faults", *IEE Proc.* Vol.128, Pt.C, No1, 1981, s.18-27
- CR1 CARSON J.R.: "Wave propagation in overhead wires with ground return", Bell System Techn. Journal, vol.5, 1926, s.539-554

- DE1 DERI A., TEVAN G., SEMLYEN A., CASTANHEIRA A.: "The complexground return plane, a simplified model for homogenoeous and multi-layer earth return", *IEEE Trans. on PAS* vol PAS-100, 1981, s.3686-3693
- DO1 DOMMEL H.W.: "Overhead line parameters from handbook formulas and computer programs", *IEEE Trans. on PAS*, vol. PAS-104, no.2, 1985 s.366-372
- DO2 DOMMEL H.W.: "Usefulness and Limitations of Multiterminal Reduced Circuits", Proc. of 11th Power Systems Computation Conference, 1993, Vol.II
- DO3 DOMMEL H.W.: *EMTP Theory Book*, Second Edition, Vancouver, Canada: Microtran Power System Analysis Corp., May 1992
- EM1 EMTP Rule Book, Bonneville Power Administration, Portland, Oregon 1985
- ER1 ERVEN H., CRAMERI D.A., BACCHINI G.: "Kurzschlussversuche auf einer 380-kV-Doppelleitung zur Erprobung neuer Schutzsysteme", *Bulletin SEV/VSE* 83 (1992) s.3-11
- FL1 FLETCHER R.: "Practical Methods of Optimization", J. Wiley & Sons Ltd., 1987
- GA1 GALLOWAY R. H, SHORROCKS W. B., WEDEPOHL L. M.: "Calculation of electrical parameters for short and long polyphase transmission lines", *Proc.IEE*, 1964, 111, (12), s.2051-2059
- GO1 GOTO MASUO, HARUO NOHARA, ISAO TAKAHASHI, ATSUMI WATANABE, TADAO KAWAI.: "Delayed Current Zero Phenomana Caused by Transmission Line Faults", *Electr. Eng. in Japan*, Vol. 106, No. 5, 1986 s. 91-100
- GL1 GOLDFARB D.: "Factorized variable metric metrics methods for unconstrained optimization", Math. Comp., 30, 1976
- HO1 HOFFMANN E., RHEINBABEN H.V., STÖSSER B.: "Trees in electrical contact with high voltage lines", Bad. AG Karlsruhe, CIGRE REPORT, No. 22-03,1984
- HS1 HOSEMAN G.: "Berechnung der Kurzschlußströme und -kräfte in der Normung", etz-a, Bd.97 (1976), s.298-303
- JO1 JOHNS T., AGGARWAL R.K.: "Digital simulation of faulted e.h.v. transmission lines with particular reference to very high-speed protection", *Proc.IEE*, vol. 123, no.4, 1976, s.353-359
- JO2 JOHNS T., AGGARWAL R.K.: "Performance of high-speed distance relays with particular reference to travelling-wave effects", *Proc.IEE*, vol. 124, No.7, 1977, s.639-646
- JO3 JOHNS T., EL-KATEB M. M. T.: "Developments in techniques for simulating faults in e.h.v. transmission systems", *IEE Proc.*, Vol.125, C, No. 3, 1978, s.221-229

- JO4 JOHNS T., AL-RAWI A.M.: "Digital Simulation of EHV systems under secondary arcing conditions associated with single-pole autoreclosure", *IEE Proc.*, Vol.129, Pt.C, No. 2, 1982, s.49-58
- KA1 KANICKI A., WASIAK I.: "Wyznaczanie rozkładów prawdopodobieństwa prądu zwarciowego udarowego podczas załączania zwarcia wyłącznikiem", Materiały II Sympozjum "Metody obliczania prądów zwarciowych" Łódź 1985 s.105-122
- KA2 KANICKI A.: "Reduction of an electric power system model", Proc. of the V Intern. Symposium Short-Circuit in a Power System, C, 1.17.1-1.17.4, Warsaw, 1992
- KI1 KIZILCAY M.: "Low-Order Network Equivalents for Electromagnetic Transients Studies", ETEP Vol.3, No. 2 1993 s123-129
- KO1 KOSTENKO M.V.: "Physicalish Modell für die Impulskorona", 10. Wiss Konf. der TU Dresden 1984 s.24-28
- KR1 KRAKOWSKI M .: "Obwody ziemnopowrotne", WNT 1979
- KU1 KULICKE B.: "Simulationsprogram Netomac : Differenzen-Leitwertverfahren bei kontinuierlichen und diskontinuierlichen Systemen", Siemens Forsch.- und Entwickl. Ber Bd. 10 (1981), Nr 5, s.299-302
- KU2 KULICKE B., HINRICHS H.-J.: "Parameteridentifikation und Ordnungsreduktion mit Hilfe des Simulationsprogramms Netomac", *etzArchiv* Bd. 10 (1988) H.7, s.207-213
- KU3 KULICKE B. SCHRAMM H.H.: "Clearance of Short-Circuits with Delayed Current Zeros in the ITAIPU 550 kV-Subsattion", *IEEE Trans. on PAS*, Vol. PAS-99, No. 4 July/Aug. 1980, 1406-1414
- KW1 KOWALSKI Z.: "Ogólne problemy praktycznych obliczeń prądów zwarciowych w układach elektroenergetycznych", Materiały Konf. "Metody obliczania prądów zwarciowych" Łódź 1983 s.16-34
- LA1 LAWERA E., SOWA P.: "Metody analizy złożonych zakłóceń niejednoczesnych w układach elektroenergetycznych", *Prace IEiSU Politechniki Śląskiej*, Gliwice 1978
- LA2 LAWERA E., SOWA P.: "Wlijanije nieodnowriemiennych mnogofaznych zamykanij . . .", II Int. Symp on SPSO-81, Wrocław 1981, s.56-62
- LE1 LEI XIANZHANG.: "Robuste Optimierung, durch ein Simulationsprogramm definierbarer Probleme der elektrischen Energieversorgung", Dissertation Technische Universität Berlin, 1993
- LI1 LIM L.S., SMITH I.R.: "Turbogenerator shirt circuits with delayed current zeros", Proc. of the Inst. of Electr. Engineers, Vol. 124, No. 12, 1977, s. 1163-1169

- MA1 MARTI J.R.: "Accurate modelling of frequency-dependent lines in electromagnetic transient simulations", *IEEE Trans. PAS-101*, 1982 s.147-157
- MO1 MORCHED A.S., BRANDWAJN V.: "Transmission Network Equivalent for Electromagnetic Transient Studies", *IEEE Trans. on Power Asaratus and System*, Vol. PAS-102, 1983, No.9, s.2984-2994
- MT1 MicroTran, Transients Analysis Program for Personal Computers, MicroTran Power System Analysis Corporation, Published, June 1991, Vancouver, B.C., Canada
- NO1 NORDMAN H.: "Current and forces in non-simultaneous three-phase short circuits", Sähkö, 47, 1974, No.9, s.82-86
- OS1 OSWALD B., SIEGMUND D.: "Berechnung von Ausgleichsvorgängen in Elektroenergiesystemen", Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig 1991
- OW1 OWEN R. E., LEWIS W. A.: "Asymmetry characteristics of progresive shortcircuits on large synchronous generators", *IEEE Trans.*, 1971, PAS-90, s.587-596
- NO1 NORDMAN H.: "Current and Forces in Non-Simultaneous Three-Phase Short Circuits", Sähkö., 47 (1974), s.82-86
- PE1 PEEK F.W. jr.: "The Law of Corona and the Dielectric Strength of Air", J.Amer.Inst.Electr.Engng. 30 (1911) s.1458
- PR1 PRINZ H.: "Zur Gültigkeit des Peekschen Korona Verlustgesetzes", Archiv für Elektrotechnik, Bd.3 H.12 (1941) s.705-714
- PO1 POWELL M. J. D.: "A new algorithm for unconstrained optimization in nonlinear programming", Academic Press, New York 1970
- PO2 POWELL M. J. D.: "How bad are the BFGS and DFP methods when the objective function is quadratic ?", *Mathematical Programming* 34, 1986
- SA1 SALESSKI A.M.: "Transmission of Electrical Energy", GEI, Nr 6, 1948
- SC1 SCHIER A.: "Rezystancja łuku zwarciowego w sieciach najwyższych napięć.: Prace Naukowe Inst. Energoelektryki Polit. Wrocławskiej, Nr 1, 1969, s.17-28
- SE1 SEMLYEN A., HUANG WEI-GANG.: "Corona Modelling for the Calculation of Transients of Transmission Lines", *IEEE Trans. on PD*, Vol.PWRD-1, No.3, 1986, s.228-239
- SH1 SHANNO D. F., PHUA K. H.: "Matrix conditioning and nonlinear optimization", Math. Prog., 14, 1978 s. 149-160
- SI1 SIEGMUND D., SOWA P.: "Zur Modellierung von Elektroenergieübertragungsleitungen mit konzentrierten Parametern - ein Vergleich zwischen digitaler und analoger Simulation", Wiss. Zeit. der TU Dresden 36(1987) H.4 s.97-102

- SO1 SOWA P.: "Wpływ niejednoczesności zwarć wielofazowych na składowe swobodne wysokiej częstotliwości", *ZN Elektryka* Nr 76, 1981, s.111-119
- SO2 SOWA P.: "Hybrydowa symulacja zwarć niejednoczesnych w systemie elektroenergetycznym przy uwzględnieniu dynamicznego modelu łuku elektrycznego", Materiały IV Międzyn. Konf. Aktualne Problemy Automatyki w Energetyce, Gliwice-Porąbka 1985, s.350-362
- SO3 SOWA P.: "Wartości prądów podczas ponownego załączenia w cyklu SPZ", Materiały II Sympozjum Metody obliczania prądów zwarciowych w układach elektroenergetycznych, Łódź 1985, s.145-154
- SO4 SOWA P.: "Dynamiczny model łuku elektrycznego w liniach najwyższych napięć", Materiały X Sympozjum ZEON, Poznań 1987, s.19-26
- SO5 SOWA P.: "Warunki występowania wzrostu składowej nieokresowej prądu podczas zwarć niejednoczesnych", ZN Elektryka Nr 105, 1988, s.43-52
- SO6 SOWA P.: "Modelowanie zastępczych układów zasilających podczas analizy przebiegów nieustalonych w układach elektroenergetycznych", Mat. V Międz. Konf. Nauk. Aktualne problemy automatyki w energetyce, Tom 2, Gliwice 1989, s.150-159
- SO7 SOWA P.: "Modelowanie linii przesyłowych w.n. w układzie elektroenergetycznym", ZN Elektryka Nr 116, 1991, s.95-109
- SO8 SOWA P.: "Computation of Electromagnetic Transients in Transmission Network Equivalent Models", AMSE Press, Vol. 34, No 4, 1991, s.57-63
- SOWA P.: "Verification of short-circuit computer simulation with values measured during the arcing fault test in 380 kV substation", Proc. of the V Intern. Symposium Short-Circuit in a Power System, C, 1.26.1-1.26.4, Warsaw 1992
- SO10 SOWA P.: "Obliczanie stanów przejściowych podczas złożonych zakłóceń zwarciowych na komputerze osobistym", Materiały III Międzynarodowego Sympozjum Prądy zwarciowe w układzie elektroenergetycznym, Łódź-Sulejów 1988 s.78-89
- SO11 SOWA P., ASCHWANDEN T., BRÄUNLICH R.: "MicroTran(EMTP) Modellierung und Berechnung von Ausgleichsvorgängen auf Höchstspannungs leitungen für verschiedene Kurzschlussfälle", Oddano do druku w Bull. SEV/VSE
- SO12 SOWA P.: "Berechnung elektromagnetischer Ausgleichsvorgänge in 380-kV Hochspannungsübertragungsleitung Pradella-Westtirol mit Hilfe von MicroTran Programm", Praca nie publikowana, ETH-FKH Zürich, 1992,
- SO13 SOWA P.: "Identification der Parameter von Ersatzschaltungen während des Lichtbogenkurzschlusses", 37. Int. Wiss. Kolloquium, Ilmenau, 1992, BH1,s.500-505

A.1. Przykłady identyfikacji parametrów schematów zastępczych

A.1.1. Rozwinięcie przykładu z rozdziału 2.2.1.3 - metoda najmniejszych kwadratów

W uzupełnieniu podanych w rozdziale 2.2.1.3 wyników obliczeń poniżej przedstawiono zależności otrzymane podczas identyfikacji parametrów układów zastępczych pokazanych na rysunku 2.4 za pomocą metody najmniejszych kwadratów. Podobnie jak to podano dla punktu pracy 3, na rysunkach A.1.1 - A.1.10 pokazano wpływ zmian poszczególnych parametrów na zmianę obliczonego przebiegu napięcia w fazie LI na początku linii w punkcie B w układzie zredukowanym, gdy zwarcie dwufazowe L1-L2 symulowano na końcu linii w punkcie A. Porównując wartości maksymalne dla napięć obliczonych w obydwu układach, jak również wartości maksymalne dla błędu - różnicy przebiegów, można zauważyć stałą tendencję zmniejszania się tego błędu dla przedstawionych wybranych punktów pracy. I tak wartość średnia błędu dla całego identyfikowanego okresu czasu (10 ms) wynosiła w początkowym - zerowym punkcie pracy 0.0059287, zaś w kolejnych odpowiednio: 0,0046596, 0.0041724, 0.0018466, 0.0018293, 0.0017289. Jak wynika z rysunku A.1.11, funkcja celu po trzecim punkcie pracy została zredukowana około dziesięciokrotnie, w dalszych punktach pracy redukcja ulega spowolnieniu. Wynika z tego, że za pomocą metody najmniejszych kwadratów osiągnięto minimum globalne funkcji celu dla założonej struktury. Znajduje to potwierdzenie zarówno przy próbach zmian parametrów początkowych, jak i po powiększeniu dopuszczalnego zakresu identyfikowanych parametrów. Widoczny brak wyraźnych zmian wszystkich parametrów powyżej szesnastej iteracji świadczy o zbytecznym prowadzeniu dalszej optymalizacji, aż do założonej na początku obliczeń maksymalnej liczby 30 iteracji. Do podobnego wniosku doprowadza obserwacja przedstawionego na rysunku A.1.12 procesu zmniejszania się wartości maksymalnych, minimalnych oraz średnich błędu dla wybranych punktów pracy. Dominującym parametrem przez cały proces identyfikacji była reaktancja X_{222} z układu zastępczego przyłączonego do węzła B. W przeciwieństwie do tego reaktancja X_{zz} tylko w początkowym - zerowym punkcie pracy, jak to widać na rysunku A.1.2, miała niewielki wpływ na zmianę funkcji napięcia.

-150-

- SO14 SOWA P.: "Transient on Transmission Lines under Impulse Voltages with Corona Modelling", Proceedings of 8th International Symposium on High Voltage Engineering, Yokohama 1993, Vol.3, s.329-332
- SO15 SOWA P.: "Przepięcia w liniach przesyłowych o różnych poziomach napięć pracujących na tych samych konstrukcjach wsporczych", ZN Elektryka Nr 137 Gliwice 1994, s.149-160
- SO16 SOWA P.: "Wrażliwość parametrów podczas identyfikacji obiektów w stanach zakłóceniowych, ZN Elektryka, Nr 127, 1992, s.79-93,
- SO17 SOWA P.: "Obliczanie przebiegów przejściowych w liniach przesyłowych najwyższych napięć przy uwzględnieniu wpływu ulotu", ZN Elektryka, Nr 124, 1991, s.105-125
- SO18 SOWA P.: "Untersuchung von Koronamodellen", praca nie publikowana wykonana w Technical University of Denmark, Lyngby, Dania, 1990,
- ST1 STROM A. P.: "Long 60-Cycles Arcs in Air Trans.", AIEEE 1946, 65, s.113-117
- TE1 TEVAN G., DERI A.: "Some remarks about the accurate evaluation of the Carson integral for mutual impedances of lines with earth return", Archiv für Elektrotechnik vol.67, 1984, s.83-90
- TI1 TICHODEEV N.N.: "Calculation of the Field Strenght of Corona..." *Elektriczestwo*, 10/1957, s.12-19
- TS1 TSANAKAS D.: "Ströme, Kräfte und mechanische Beanspruchung bei nicht gleichzeitig eintretenden Kurzschlüssen", etz-a 96 (1975) s.501-505
- UN1 UNBEHAUEN H.: "Regelungstechnik III", Fr.Vieweg & Sohn, Branschweig/Wiesbaden 1986
- WA1 WARRINGTON A. R., VAN C.: "Protective relays the theory and practice", Chapman and Hall, London, 1962
- WG1 WAGNER C.F., GROSS I., LLOYD B.L.: "High-voltage impulse test on transmission line", *AIEE-Trans. on PAS* 73, 1954, 4, s.196-210
- WI1 WILSON W. J., APLEVICH J. D.: "Dynamic equivalent power system models", IEEE Trans on PAS, Vol. PAS-102, No 12, 1983, s.3753-3760
- XI1 XIAO-RONG LI, O.P.MALIK, ZHI-DA ZHAO.: "A Practical Mathematical Model for Calculation of Transients on Transmission Lines", *IEEE/PES Summer Meeting*, Portland, Oregon, July 24-29, 1988, 88SM 579-5



-152-

- Rys. A.1.1. Przebiegi napięcia w fazie *L1* na początku linii *B-A* podczas zwarcia dwufazowego *L1-L2* na końcu linii, obliczone w układzie oryginalnym oraz zredukowanym w początkowym punkcie pracy
- Fig. A.1.1. Voltage waveforms in phase *L1* at the begining of the line *B-A* during double-phase fault *L1*-*L2* at the end of the line, calculated in full and reduced system for the initial working point



- Rys. A.1.2. Wpływ zmian identyfikowanych parametrów schematów zastępczych na zmianę przebiegu napięcia w układzie zredukowanym w początkowym punkcie pracy
- Fig. A.1.2. Influence of the identified equivalent systems parameters variance on the change of voltage waveform in full and reduced system for initial working point



- Rys. A.1.3. Przebiegi napięcia w fazie LI na początku linii B-A podczas zwarcia dwufazowego L1-L2 na końcu linii, obliczone w układzie oryginalnym oraz zredukowanym dla pierwszego punktu pracy
- Fig. A.1.3. Voltage waveforms in phase *L1* at the begining of the line *B-A* during double-phase fault *L1*-*L2* at the end of line, calculated in full and reduced system for first working point



- Rys. A.1.4. Wpływ zmian identyfikowanych parametrów schamatów zastępczych na zmianę przebiegu napięcia w układzie zredukowanym w pierwszym punkcie pracy
- Fig. A.1.4. Influence of the change of identified parameter of the equivalent systems on the voltage waveform variance in full and reduced system for first working point

-153-



-154-

Rys. A.1.5. Przebiegi napięcia w fazie LI na początku linii B-A podczas zwarcia dwufazowego L1-L2 na końcu linii, obliczone w układzie oryginalnym oraz zredukowanym dla drugiego punktu pracy
Fig. A.1.5. Voltage waveforms in phase LI at the begining of the line B-A during double-phase fault L1-L2 at the end of the line, calculated in full and reduced system for the second working point



- Rys. A.1.6. Wpływ zmian identyfikowanych parametrów schamatów zastępczych na zmianę przebiegu napięcia w układzie zredukowanym w drugim punkcie pracy
- Fig. A.1.6. Influence of the change of identified parameters of the equivalent systems on the change of the voltage waveform in full and reduced system for second working point



- Rys. A.1.7. Różnica w przebiegach napięcia w układzie oryginalnym i zredukowanym w trzecim punkcie pracy podczas identyfikacji parametrów układów zastępczych
- Fig. A.1.7. Difference in voltage waveforms in the full and reduced system for third point of work during the equivalent systems parameter identification



- Rys. A.1.8. Wpływ zmian poszczególnych parametrów układów zastępczych na przebieg napięcia w układzie zredukowanym w trzecim punkcie pracy
- Fig. A.1.8. Influence of change of the respective of the equivalent systems parameters on the voltage waveform in reduced system in the third working point

-155-



-156-

Rys. A.1.9. Przebiegi napięcia w fazie L1 na początku linii B-A podczas zwarcia dwufazowego L1-L2 na końcu linii, obliczone w układzie oryginalnym oraz zredukowanym dla czwartego punktu pracy

Fig. A.1.9. Voltage waveform in phase *L1* at begining of line *B-A* during double-phase fault *L1-L2* at the end of the line, calculated in full and reduced system for the fourth working point



- Rys. A.1.10. Wpływ zmian identyfikowanych parametrów schematów zastępczych na zmianę przebiegu napięcia w układzie zredukowanym podczas czwartego punktu pracy
- Fig. A.1.10. Influence of the change of the equivalent systems identified parameters on the votage waveform variation in reduced system during fourth working point



- Rys. A.1.11. Wartości parametrów układów zastępczych podczas identyfikacji odniesione do wielkości dominującej
- Fig. A.1.11. Parameters values of the equivalent networks during identification related to the dominant value



- Rys. A.1.12. Wartości maksymalne, minimalne oraz średnie błędu różnicy przebiegów napięcia w układzie oryginalnym i zredukowanym
- Fig. A.1.12. Maximum, minimum and average values of error difference in voltage waveforms in full and reduced system

-159-

-158-

A.1.2. Uzupełnienie rozdziału 2.2.2.4 - uproszczony algorytm metody quasi-Newtona



- Rys. A.1.13. Uproszczony algorytm zmodyfikowanej metody quasi-Newtona Fig. A.1.13. Simplified algorithm of the modified quasi-Newton method
- A.1.3. Uzupełnienie przykładu z rozdziału 2.2.2.5 metoda quasi-Newtona

Pomimo największych zmian wartości rezystancji R_{ul} oraz R_{ul} podczas obliczeń nie miały one większego wpływu na redukcję funkcji celu w przeciwieństwie do zmian wartości reaktancji - przede wszystkim X_{u2} . Jest to szczególnie widoczne na rysunku A.1.14, gdzie pokazano wartości gradientu funkcji celu obliczone podczas iteracji. Jak widać, pochodna funkcji względem parametru X_{u2} ma największe wartości w porównaniu do pochodnych funkcji obliczonych względem pozostałych parametrów.



Fig. A.1.14. Values of objective function gradient during iteration

Na rysunkach A.1.15 i A.1.16 przedstawiono przebieg obliczeń odpowiednio w pierwszej i ostatniej iteracjach wraz z wybranymi wartościami kierunku poszukiwania, gradientów funkcji, macierzy drugiej pochodnej, długości kroku, funkcji celu oraz poszukiwanych parametrów. Podczas iteracji drugiej, czwartej oraz szóstej wystąpiła konieczność przeskalowania macierzy drugiej pochodnej. Współczynnik α , określający długość kroku, był określany podczas każdej iteracji, przy czym w początkowej - zerowej - w drugiej oraz siódmej dwukrotnie, natomiast podczas piątej oraz szóstej trzykrotnie. Funkcja celu została zredukowana do 20.89% swojej pierwotnej wartości, przy czym w ciągu całego procesu identyfikacji była obliczana 60 razy.

Na rysunku A.1.17 przedstawiono współzależność zmian redukcji funkcji celu, gradientu funkcji oraz parametrów, natomiast na rysunku A.1.18 wartość redukcji funkcji celu dla poszczególnych iteracji. Jak wynika z obydwu rysunków, decydujący wpływ na redukcję funkcji celu miały zmiany parametrów w szóstej, piątej i ostatniej iteracji.



Rys. A.1.15. Wybrane wartości obliczane podczas iteracji wstępnej Rys. A.1.15. Selected values calculated during initial iteration





∇Q(Rzs1) ∇Q(Xzs1) 23 VQ(Rzs2) 4000 VQ(Xzs2) Rzs1 Xzs1 7 Rzs2 8 Xzs2 1,2,3,4,9 9 20 F. CELU 1 1000 100 5,67,8 6 9 0.1 ITERACJA

Rys. A.1.17. Współzależność zmian redukcji funkcji celu, gradientu funkcji oraz parametrów Fig. A.1.17. Correlation of the reduction change of the objective function, gradient and parameters

and a second second



Rys. A.1.18. Redukcja funkcji celu podczas poszczególnych iteracji Fig. A.1.18. Reduction of the objective function during respective iterations

-161-

A.1.4. Uzupełnienie przykładu z rozdziału 2.2.3.2



Rys. A.1.19. Porównanie przebiegów napięć obliczonych w układzie oryginalnym oraz zredukowanym o parametrach zidentyfikowanych za pomocą zmodyfikowanej metody quasi-Newtona
 Fig. A.1.19. Comparison of voltage waveforms calculated in full and reduced system with the parameters identified with the help of a modified quasi-Newton method



- Rys. A.1.20. Porównanie przebiegów napięć obliczonych w układzie oryginalnym oraz zredukowanym o parametrach zidentyfikowanych za pomocą bezgradientowej metody Powella
- Fig. A.1.20. Comparison of voltage waveforms calculated in the full and reduced system with the parameters identified with the help of a Powell method



- Rys. A.1.21. Przebiegi obliczone w układzie oryginalnym i zredukowanym typ a) z rys. 2.19, w którym parametry określono za pomocą metody najmniejszych kwadratów
- Fig. A.1.21. Waveforms calculated in full and reduced system type a) from fig. 2.19, in which the parameters were obtained with least-square method



- Rys. A.1.22. Przebiegi obliczone w układzie oryginalnym i zredukowanym typ d) z rys. 2.19, w którym parametry określono za pomocą metody quasi-Newtona
- Fig. A.1.22. Waveforms calculated in full and reduced system type d) from fig. 2.19, in which the parameters were obtained with quasi-Newton method



Rys. A.1.23. Przebieg zmian parametrów podczas identyfikacji metodą najmniejszych kwadratów Fig. A.1.23. Change of parameters during identification with least square method





B.1. Parametry linii wysokich napięć

Współczynniki korekcyjne Carsona ΔR oraz ΔX , wprowadzone w relacjach (3.2) i (3.3) dla uwzględnienia wpływu oddziaływania gruntu, są funkcjami kąta ϕ (rys. 3.1) oraz parametru *a* określonego równaniem (3.4). Dla bardzo małej rezystywności ziemi współczynnik $a \Rightarrow \infty$, natomiast ΔR oraz ΔX dążą do zera. W programie *MtLine*, służącym do obliczania parametrów linii (EMTP), współczynniki Carsona wyznaczane są zgodnie ze wzorami:

$$\begin{aligned} dR &= 4\omega \cdot 10^{-4} \left(\frac{\pi}{8} - b_1 a \cos\phi + b_2 [(c_2 - \ln a) a^2 \cos 2\phi + \phi a^2 \sin 2\phi] + \\ &+ b_3 a^3 \cos 3\phi - d_4 a^4 \cos 4\phi - b_5 a^5 \cos 5\phi + \\ &+ b_6 [(c_6 - \ln a) a^6 \cos 6\phi + \phi a^6 \sin 6\phi] + \\ &+ b_7 a^7 \cos 7\phi - d_8 a^8 \cos 8\phi - \cdots) \end{aligned}$$
(B.1.1)

 $\Delta X = 4 \ \omega \cdot 10^{-4} \left(\frac{1}{2} (0.6159315 - \ln a - b_1 a \cos \phi - d_2 a_2 \cos 2\phi + b_3 a^3 \cos 3\phi - b_4 [(c_4 - \ln a) a^4 \cos 4\phi + \phi a^4 \sin 4\phi] + b_5 a^5 \cos 5\phi - d_6 a^6 \cos 6\phi + b_7 a^7 \cos 7\phi - b_8 [(c^8 - \ln a) a^8 \cos 8\phi + \phi a^8 \sin 8\phi] + \cdots \right)$

(B.1.2)

Funkcje trygonometryczne mogą być obliczone bezpośrednio z danych geometrycznych dla konkretnej linii:

$$\cos\phi_{ik} = \frac{h_i + h_k}{D_{ik}} , \qquad (B.1.3)$$

$$\sin\phi_{ik} = \frac{X_{ik}}{D_{ik}} . \tag{B.1.4}$$

W tablicy B.1 podano przykładowo elementy macierzy impedancji przewodów fizycznych oraz macierzy impedancji przewodów zastępczych, określonych za pomocą równań (3.2) oraz (3.3). Dla zbadania wpływu rezystywności gruntu na wartości elementów macierzy przeprowadzono obliczenia dla linii pracującej w warunkach tropikalnych (linia C na rysunku 3.2) dla pomierzonych skrajnych wartości $\rho = 10 \div 10000$ Ω m.

Tablica B.1Elementy macierzy impedancji przewodów zastępczych obliczone dla rezystywności gruntu $\rho = 10 \ \Omega \cdot m$ oraz $\rho = 10000 \ \Omega \cdot m$ dla linii o konstrukcji typu C z rysunku 3.2

$\rho = 10 \ \Omega \cdot m$						
1	0.71222E-01 0.47266E+00					
2	0.40996E-01 0.68813E-01 0.21775E+00 0.47611E+00					
3	0.42221E-01 0.40997E-01 0.71224E-01 0.26217E+00 0.21775E+00 0.47265E+00					
4	0.41901E-01 0.40762E-01 0.42016E-01 0.71222E-01 0.15659E+00 0.15941E+00 0.16942E+00 0.47266E+00					
5	0.40762E-01 0.39686E-01 0.40858E-01 0.40996E-01 0.68813E-01 0.15941E+00 0.17279E+00 0.17116E+00 0.21775E+00 0.47611E+00					
6	0.42016E-01 0.40858E-01 0.42120E-01 0.42221E-01 0.40997E-01 0.71224E-01 0.16942E+00 0.17116E+00 0.18559E+00 0.26217E+00 0.21775E+00 0.47265E+00					
7	0.39697E-01 0.38677E-01 0.39779E-01 0.39895E-01 0.38828E-01 0.39896E-01 0.17786E+00 0.15030E+00 0.16890E+00 0.15817E+00 0.17905E+00 0.22664E+00 0.17905E+00 0.68519E+00					
8 0.	0.39895E-01 0.38828E-01 0.39896E-01 0.39697E-01 0.38677E-01 0.39779E-01 0.37723E-01 0.17786E0 17905E+00 0.22664E+00 0.17905E+00 0.15030E+00 0.16890E+00 0.15817E0 0.17583E0 0.68519E0					
	$\rho = 10000 \ \Omega \cdot m$					
1	0.78070E-01 0.68143E+00					
2	0.49015E-01 0.77922E-01 0.42487E+00 0.68161E+00					
3	0.49079E-01 0.49016E-01 0.78072E-01 0.47093E+00 0.42487E+00 0.68142E+00					
4	0.49049E-01 0.48996E-01 0.49064E-01 0.78070E-01 0.36521E+00 0.36641E+00 0.37809E+00 0.68143E+00					
5	0.48996E-01 0.48952E-01 0.49013E-01 0.49015E-01 0.77922E-01 0.36641E+00 0.37820E+00 0.37820E+00 0.42487E+00 0.68161E+00					
6	0.49064E-01 0.49013E-01 0.49088E-01 0.49079E-01 0.49016E-01 0.78072E-01 0.37809E+00 0.37820E+00 0.39431E+00 0.47093E+00 0.42487E+00 0.68142E+00					
7	0.48940E-01 0.48896E-01 0.48951E-01 0.48945E-01 0.48904E-01 0.48945E-01 0.18885E+00 0.35578E+00 0.37283E+00 0.36369E+00 0.38464E+00 0.43066E+00 0.38464E+00 .88776E+00					
8	0.48945E-01 0.48904E-01 0.48945E-01 0.48940E-01 0.48896E-01 0.48951E-01 0.48842E-01 0.18885E0 0.38464E0 0.43066E0 0.38464E0 0.35578E0 0.37283E0 0.36369E0 0.37831E0 0.88776E00					

Jak wynika z wartości przytoczonych w tablicy, rezystywność gruntu w pewnym stopniu wpływa na impedancję linii. Warunki, w których pracuje linia o konstrukcji typu C, są zmienne: od wilgotnej gleby ($\rho = 10 \ \Omega m$) do podłoża skalistego ($\rho = 10000 \ \Omega m$). Linie krajowe nie pracują w tak ekstremalnych warunkach, jednak z uwagi na widoczny wpływ rezystywności gruntu na impedancję lini, należałoby w obliczeniach parametrów linii zawsze wprowadzać jej rzeczywistą wartość. Wartości w tablicy podano dla f = 50 Hz; na rysunku B.1.1 porównano zależności rezystancji dla składowej zerowej i zgodnej od częstotliwości dla obydwu ww. rezystywności gruntu.

W literaturze można znaleźć inne metody pozwalające na obliczanie zależności parametrów linii [DE1, TE1] od częstotliwości. Zastosowanie metody Deriego pozwala na pominięcie współczynników Carsona we wzorach (3.2) oraz (3.3). W zastępstwie tego wprowadzane jest wyrażenie:







Fig. B.1.1. Dependence of positive and zero sequence resistance on the frequency for the line with tower configuration of type C for different earth resistivities

Powoduje to zastępowanie wielkości $2h_i$ we wzorze (3.2) za pomocą wyrażenia $2(h_i + p)$, oraz wielkości D_{ik} w równaniu (3.3) za pomocą wyrażenia $\sqrt{(h_i + h_k + 2p)^2 + b_{ik}^2}$, przy czym b_{ik} oznacza odległość horyzontalną pomiędzy przewodami *i* - tym oraz *k* - tym.

Dla porównania przeprowadzono obliczenia parametrów dla kilku linii za pomocą metod Carsona oraz Deriego. Na rysunku B.1.2 przedstawiono zależności parametrów od częstotliwości obliczone za pomocą obydwu metod dla linii dwutorowej, dla której schemat konstrukcji wsporczej oznaczono jako **B** na rysunku 3.2.

Wyniki uzyskane za pomocą obu metod są identyczne, co znalazło potwierdzenie dla wszystkich innych dowolnie wybranych konstrukcji. Oznacza to możliwość korzystania ze znaczne uproszczonych wzorów do obliczeń parametrów linii za pomocą metody Deriego w porównaniu do metody Carsona. W wielu programach użytkowych, m.in. EMTP, korzysta się jednak nadal z metody Carsona.



Rys. B.1.2. Porównanie zależności rezystancji i indukcyjności dla składowych zgodnej i zerowej, obliczonych za pomocą metody Carsona oraz Deriego

Fig. B.1.2. Comparison of dependence of zero and positive sequence resistance and inductance, calculated with Carson and Deri methods

Takiej jednoznaczności rezultatów nie otrzymuje się jednak przy porównaniu metod Carsona i Deriego z metodą Gallowaya. Zgodnie z metodą Gallowaya dla przewodów zbudowanych z linek w celu wyznaczenia reaktancji wewnętrznej należy zastosować następującą relację:

$$R_{w} = \omega L_{w} = \frac{2.25 \sqrt{\omega \mu_{0} \mu_{p} \rho}}{r \pi (2+n) \sqrt{2}} \left[\frac{\Omega}{m} \right]$$
(B.1.6)

gdzie:

- μ_r względna przenikalność magnetyczna,
- $\mu_0 = 4\pi 10^{-7} \, [\text{H/m}],$
- ρ rezystywność [$\Omega \cdot m$],
- r promień pojedynczego zewnętrznego drutu,
- n liczba zewnętrznych drutów.

W przypadku znajomości rezystancji jednego z zewnętrznych drutów, pomierzonej dla prądu stałego R_s , można zastosować wzór (B.1.7):

$$R_w = \omega L_w = \frac{4.5\sqrt{510^{-4}}}{2+n}\sqrt{\omega\mu_r R_s} \left[\frac{\Omega}{m}\right]$$
(B.1.7)

przy czym

$$R_{S} = \frac{\rho}{\pi r^{2}} \quad \left[\frac{\Omega}{m}\right].$$

Na podstawie szeregu badań eksperymentalnych w [MT1] podano, że metoda Gallowaya jest najbardziej odpowiednia dla zakresu częstotliwości od kilku kiloherców wzwyż. Ponadto na podstawie rezultatów tych samych testów nie zaleca się stosowania tej metody dla przewodów składających się z mniej niż sześć lub więcej niż 24 drutów. Pokazane na rysunkach B.1.3 oraz B.1.4 zależności rezystancji i reaktancji dla składowych zgodnej i zerowej, obliczone dla omawianej linii dwutorowej (**B** - rys. 3.2), wykazały różnice wartości wyznaczonych za pomocą metod Carsona i Gallowaya dla niskich częstotliwości. Jest to szczególnie widoczne na rysunku B.1.4, gdzie pokazano zależności dla zakresu częstotliwości poniżej 100 Hz. Wyklucza to zastosowanie metody Gallowaya w układach elektroenergetycznych nawet dla stanów ustalonych, bowiem przy znamionowej częstotliwości 50 Hz uzyskiwane będą błędne rezultaty.





Fig. B.1.3. Dependence of positive and zero sequence resistance and inductance on frequency calculated with Carson and Galloway methods for the frequency over 100 Hz

W uzupełnieniu przykładu podanego w rozdziale 3.2.2 na rysunkach B.1.5 oraz B.1.6 porównano przebiegi napięciowe w fazach *L2* oraz *L3*, obliczonych na początku linii podczas zwarcia fazy *LI* na jej końcu dla dwóch rodzajów odwzorowania linii z parametrami stałymi oraz zależnymi od częstotliwości.

Jak widać, różnice są znaczne; przykładowo, napięcie w fazie L2 obliczone za pomocą modelu o parametrach stałych osiąga wartość chwilową wynoszącą nawet 2.15 U_N.



Rys. B.1.4. Zależności rezystancji i reaktancji dla składowej zgodnej i zerowej od częstotliwości, obliczone za pomocą metody Carsona i Gallowaya dla częstotliwości poniżej 100 Hz





Rys. B.1.5. Porównanie napięć w fazie L2 obliczonych na modelu linii z parametrami stałymi oraz zależnymi od częstotliwości

Fig. B.1.5. Comparison of voltages in phase L2 obtained in model with constant and frequency-dependent parameters

-171-

-172-





Fig. B.1.6. Comparison of voltages in phase L3 obtained in model with constant and frequency-dependent parameters

B.2. Informacje uzupełniające o weryfikacji pomiarowej proponowanych i wykorzystywanych modeli układu oraz metod identyfikacji parametrów

Dostęp do wyników pomiarów prób zwarciowych, które przeprowadzono na międzynarodowej linii o napięciu 380 kV, był możliwy dzięki współpracy z FKH oraz ETH w Zurichu [SO12]. Istnieje projekt połączenia sieci przesyłowej 380 kV trzech państw Szwajcarii, Austrii oraz Włoch. Wśród wielu problemów, jakie w związku z tym projektem istnieja, jest konieczność wprowadzenia nowoczesnych rozwiązań układów zabezpieczeń oraz automatyki zakłóceniowej dla tych linii. Dla testowania najnowszych układów automatyki zabezpieczeniowej przeprowadzano zakłócenia zwarciowe [ER1] na pracującej aktualnie linii Pradella (Szwajcaria) - Westtirol (Austria). Na tej linii przeprowadzono dziewięć prób zwarciowych w pobliżu szyn stacji Westtirol (Austria), natomiast pomiary przeprowadzano na szynach elektrowni Pradella (por. rys 5.1).

Pierwsze cztery próby dotyczyły zwarcia fazy L1 łukowego (pierwsza, druga) lub metalicznego (trzecia i czwarta) z ziemią. Podczas każdej z prób były różne kombinacje zasilania linii zwartej oraz ilości pracujących generatorów w elektrowni Pradella.

Piąta próba dotyczyła dwufazowego zwarcia faz L1+L2 bez udziału ziemi. Podczas tego zwarcia podłaczone były w elektrowni Pradella dwa generatory, zaś w pobliżu szyn Westtirol dokonano załączenia na zwarcie. Szósta próba polegała na załączeniu linii otwartej od strony szyn Pradella oraz stale otwartej w Westtirol na zwarcie trójfazowe metaliczne. Siódmą próbę przeprowadzono dla zwarcia jednofazowego z ziemia przez opór wodny 100 ohmów.



Bild 12 Verlauf der Phasenspannungen bei Versuch 5 im KW Pradella

Przebiegi napieć pomierzone na poczatku Rys. B.2.1. linii podczas zwarcia faz L1-L2 na jej końcu [ER1] Voltage waveforms measured at the Fig. B.2.1. begining of the line during phase-to-phase L1-L2 fault at the end of the line [ER1]

Ostatnie dwie próby to zwarcie jednofazowe łukowe za pomocą drzewa (świeża liściasta grusza) przymocowanego do przewodów linii. Dokładniej mówiąc, podczas tej próby w rozdzielni Westtirol przymocowano do przewodu fazy L1 wierzchołek gruszy za pomocą drutu.

Badania weryfikacyjne polegały na tym, że dla tych wszystkich prób symulowano te same warunki zwarciowe, a następnie porównywano wyniki obliczeń z rezultatami uzyskanymi podczas pomiarów.

Na rysunkach B.2.1, B.2.2 oraz B.2.4 zaprezentowano kopie oscylogramów wybranych testów, które poglądowo stanowią podstawę do jakościowego porównania wyników uzyskanych na drodze pomiarowej oraz obliczeniowej. Kolejno pokazano przebiegi napięć na początku linii pomierzone podczas zwarcia między fazami L1 i L2 bez udziału ziemi

-173-



- Rys. B.2.2. Napięcie pomierzone podczas pośredniego zwarcia jednofazowego z ziemią przez opór wodny 100 Ω
- Fig. B.2.2. Voltage measured during undirect single-phase to ground fault through the water resistance 100 Ω



- Rys. B.2.3. Przebieg napięcia fazy *L1* pomierzony w stacji *WESTTIROL* podczas zwarcia z ziemią po przymocowaniu gałęzi drzewa do linii [ER1]
- Fig. B.2.3. Voltage waveform in phase *L1* measured at *WESTTIROL* bus station during single-phase to ground fault after fastening of the tree to the line

na jej końcu (rys. B.2.1), te same przebiegi podczas zwarcia pośredniego fazy L1 z ziemią przez opór wodny 100 Ω w tym samym punkcie (rys. B.2.2) oraz przebieg napięcia w fazie L1 pomierzony w pobliżu szyn WESTTIROL podczas wspomnianej powyżej próby zwarcia łukowego, gdy do przewodu fazowego linii przymocowano górne gałęzie drzewa (rys.B.2.3).

Zjawiskiem mogącym mieć wpływ na stosunkowo szybkie zgaszenie łuku, a także tłumienie składowych swobodnych podczas ostatniego z wymienionych testów był obłok utworzony wskutek gwałtownego parowania wody z komórek drzewa, co jest widoczne na fotografii miejsca zakłócenia wykonanej podczas omawianego testu (rys. B.2.3).



Rys. B.2.4. Fotografia miejsca zakłócenia po przymocowaniu gałęzi drzewa do linii 380 kV [ER1]
Fig. B.2.4. Photography of the fault place after fastening of the tree to the 380 kV line

C.1. Przykłady przebiegów prądów bez przejścia przez zero podczas zwarć niejednoczesnych

Jak to stwierdzono w rozdziale 6.1, szczególnie groźne z punktu widzenia możliwości wystąpienia czasowego zaniku przejścia przez zero w przebiegach prądowych są zwarcia występujące na zaciskach generatora lub transformatora blokowego. W układzie pokazanym na rysunku C.1.1 przeprowadzono obliczenia dla ekstremalnych warunków zwarcia wywołujących to zjawisko.



Badania wykazały, że w tym układzie najbardziej sprzyjające dla powstania braku przejścia przez zero w przebiegach prądowych są zwarcia trójfazowe niejednoczesne trójetapowe, gdy zakłócenie rozpoczynające się jako jednofazowe z ziemią w momencie przejścia przez zero napięcia fazy dotkniętej zwarciem (L1, L2, lub L3) przeradza się w zwarcie dwufazowe z ziemią w momencie przejścia przez zero drugiej fazy (L2, L3, lub L1), aby w końcu stać się zwarciem trójfazowym z ziemią w momencie przejścia przez zero trzeciej.fazy (L3, L1 lub L2).

Wśród wszystkich lokalizacji zwarć najbardziej niekorzystne okazały się zwarcia na początkach linii *A-R*, *U-W* oraz *W-Z*. Specyficzne warunki pracy systemu, takie jak kilka

-175-

elektrowni z dużą ilością generatorów o małej mocy w każdej z nich, stosunkowo krótkie linie wysokiego napięcia, z których większość ma przewody fazowe oraz odgromowe miedziane o niskiej rezystancji jednostkowej, powodują możliwości występowania prądów zwarciowych o czasowym zaniku przejścia przez zero nie tylko na zaciskach generatorów, ale również na końcu linii podczas zwarcia niejednoczesnego na jej początku. Zwarcie trójfazowe niejednoczesne z ziemią zlokalizowane na początku linii *A-R* powoduje powstanie prądu jednobiegunowego na początku linii *Z-A* przez okres ponad 70 ms w fazach L1 i L3 oraz ponad 60 ms w fazie L2 (rys. C.1.2).



phase fault at the begining of the line A-R

Przez znacznie dłuższy okres czasu, bo wynoszący ponad 350 ms w fazie *L1* oraz ponad 230 ms w fazie *L2*, występuje brak przejścia przez zero w przebiegach prądowych rejestrowanych na początku linii *U-W* podczas zwarcia niejednoczesnego w tym samym miejscu (rys.C.1.3). Przebiegi przejściowe prądów obliczone dla ekstremalnych warunków w innych punktach układu 220 kV, oznaczonych na rysunku C.1.1, wykazują brak przejścia przez zero w okresie czasu trwającym niewiele ponad 20 ms, tak jak to podano na przykładowych rysunkach C.1.4 oraz C.1.5.









Porównanie współczynników przepięć podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego z ziemią

Tablica C.1



Rys. C.1.5. Przebiegi prądów podczas niejednoczesnego zwarcia trójfazowego na początku linii *W-Z* Fig. C.1.5. Current waveforns during non simultaneous short circuit at the begining of the line *W-Z*

C.2. Przepięcia w badanym układzie podczas zwarć niejednoczesnych

Dla porównania w układzie pokazanym na rysunku C.1.1 przeprowadzono również obliczenia dla ekstremalnych warunków zwarcia wywołujących powstanie przepięć. Jak to wynika z rezultatów podanych w punkcie C.1, struktura układu oraz jego parametry sprzyjają raczej powstawaniu ekstremalnych wartości prądowych, m.in. braku przejścia przez zero, niż powstawaniu przepięć. Podane w tablicy C.1 wartości współczynników przepięć, obliczone w chwili osiągnięcia przez składowe podstawowe napięcia danych faz wartości maksymalnych, potwierdzają tę tezę. Wyniki te nie stanowią jednak pełnej informacji o maksymalnie możliwych wartościach współczynników przepięć w badanym układzie, albowiem dotyczą tylko zwarć niejednoczesnych trójfazowych na końcu linii.

Miejsce zwarcia	W-Z ^{70 km} W	A-K 40 km	1171	Ť rœr=
punkt pomiaru (obliczeń)		A 200 KV	U-W 25 km	E Fun
A	1.49	1.37	1.79	1.54
R	1.49	1.35	1.67	1.69
Z	1.44	1.32	1.58	1.69
W	1.44	1.44	1.74	1.46
В	1.56	1.35	1.65	1.47
U	1.28	1.27	1.44	1.24
Е	1.25	1.26	1.38	1.47

W porównaniu z podanymi w tablicy 6.3 wartościami współczynników wynika, że nie ten rodzaj zakłócenia niejednoczesnego powoduje występowanie maksymalnych przepięć w danym układzie. Rezultaty podane w tablicy są natomiast dodatkową informacją o zjawiskach występujących w tym układzie podczas zakłóceń niejednoczesnych, podczas których - jak wykazano powyżej - jest możliwe występowanie prądów jednobiegunowych w bardzo szerokim zakresie.

and a second a second to a process provide a second process of the second process of the second prosecond second second process and the second process which are provided at the second process of the second seco

IDENTYFIKACJA UKŁADÓW PRZESYŁOWYCH PODCZAS ZŁOŻONYCH ZAKŁÓCEŃ NIEJEDNOCZESNYCH

STRESZCZENIE

Monografia dotyczy trzech grup zagadnień związanych bezpośrednio z identyfikacją układów przesyłowych podczas zakłóceń niejednoczesnych w systemie elektroenergetycznym. Pierwsza z nich dotyczy identyfikacji parametrów zredukowanych układów zastępczych odwzorowujących złożone układy elektroenergetyczne. Druga grupa zagadnień to wybór odwzorowania zakłóceń oraz weryfikacja proponowanych metod i modeli. Ostatnia grupa tematyczna związana jest bezpośrednio z interpretacją wyników analizy uzyskanych w układach zmodyfikowanych.

Dokonano wyboru metody - kryterium identyfikacji parametrów schematu zastępczego, przeznaczonego do modyfikacji. Założono na początku prosty układ zastępczy składający się z rezystancji i reaktancji, a następnie badania rozszerzono o inne, bardziej złożone struktury. Zaproponowana w niniejszej pracy modyfikacja metody najmniejszych kwadratów przetestowana została dla sygnałów o dużym poziomie składowych swobodnych wyższej częstotliwości za pomocą programu *MicroTran* oraz dla sygnałów o niskim poziomie tych składowych za pomocą programu *NETOMAC*. Zastosowano również metodę quasi-Newtona oraz bezgradientową metodę Powella. Przeprowadzono analizę poszukiwania optymalnego odwzorowania linii przesyłowej dla celów badań przebiegów przejściowych podczas zakłóceń niejednoczesnych. Wykazano konieczność uwzględnienia zależności parametrów modelu linii od częstotliwości. Udowodniono, że zastępcze odwzorowanie linii za pomocą kaskadowego połączenia czwórników z parametrami skupionymi, podczas analizy przejściowych stanów elektromagnetycznych, może spowodować jedynie dodatkowe problemy, których likwidacja (dodatkowe układy kompensujące) może stać się nieoczekiwanie jednym z głównych zadań tej analizy.

Wykazano, że brak uwzględnienia zjawiska naskórkowości w modelu linii powoduje, szczególnie dla zakłóceń międzyfazowych bez udziału ziemi, otrzymywanie całkowicie błędnych rezultatów. Określono warunki oraz zakres uwzględnienia zjawiska ulotu dynamicznego w modelu linii.

Rozważono model łuku zwarciowego, stanowiącego odwzorowanie jednej z przyczyn niejednoczesności zakłócenia. Przeanalizowane zostały modele łuku statycznego oraz dynamicznego. Dokonano weryfikacji opracowanego modelu układu elektroenergetycznego przez analizę porównawczą rezultatów pomiarów zwarciowych z wynikami obliczeń numerycznych. Weryfikacja dotyczyła zarówno odwzorowania linii przesyłowej, jak i układu zastępczego zredukowanego - tym samym propowanego kryterium identyfikacji parametrów tego układu. Przedstawiono wyniki szerokiego zakresu analizy dotyczącej wpływu niejednoczesności zakłóceń na przebiegi chwilowe oraz wartości maksymalne prądów i napięć.

W pracy wykazano, że niejednoczesność zwarć oraz zakłóceń łączeniowych powoduje znaczny wzrost współczynników przepięć w stosunku do maksymalnych, obliczonych podczas tych zakłóceń traktowanych jako jednoczesne. Opisano szczególne przypadki pojawienia się przepięć w liniach o różnych poziomach napięć, podłączonych do różnych systemów, ale pracujących na tych samych konstrukcjach wsporczych. Wykazano, że niejednoczesność zwarć może być przyczyną braku przejścia przez zero w przebiegach prądów, jak również przekroczenia wartości maksymalnego prądu udarowego dla zwarć jednoczesnych, przyjętego w normach jako maksymalnego dla wszystkich rodzajów zakłóceń.

personal and the second sec and a second and a second se

IDENTIFICATION OF ELECTRIC POWER TRANSMISSION SYSTEMS DURING COMPLEX NONSIMULTANEOUS FAULTS

SUMMARY

The monograph presents three groups of problems concerned with transmission systems identification during non-simultaneous faults in electrical power system. First group is connected with the parameter identification of reduced equivalent systems, representing complex electrical power systems. Second group determines the choice of faults representation as well as models and methods verification. Last group includes interpretation of results of investigations received in modified systems.

The method - parameter identification criterion was chosen, for equivalent systems determined to modification. In the begining of investigation, simple equivalent system consisted of resistance and reactance was assumed which was next to the extended more complex structure. The modification of least-square method proposed in this work was tested for signals with high level of high frequency free components with *MicroTran* program and for signals with low level of this components with *NETOMAC* program.

There were also used the quasi-Newton and gradientless Powell methods. Te analysis of search of the optimum transmission line representation for transients investigations during non-simultaneous faults is presented. The necessity of consideration of frequencydependent transmission line parameter was indicated. It was shown that representation of transmission line with the cascaded connection of equivalent system with lumped parameters, can cause only additional problems during transients investigations.

It was demonstrated that without taking into consideration the skin-effect, in particular for phase-to-phase faults without earth, incorrect results can be received. The conditions and range of consideration of dynamic corona model in transmission line representation were determined.

The arc fault model was discussed as one of the reasons of faults non-simultaneity. The static and dynamic arc models were analysed. By means of the comparison of calculated and measured results the electrical power system model verification was performed. The verification considers transmission line representation as well as reduced equivalent system. The results of extended analysis of the influence of faults nonsimultaneity on transient waveforms and maximal values of currents and voltages are presented. It was shown that under non-simultaneous faults coniditions very important increase of overvoltage can exist, compared with maximum values calculated during simultaneos faults. The work describes particular cases of overvoltages which can appear in the lines with different voltage levels working on the same tower construction. It was shown that non-simultaneous faults can cause deleyed current zeros as well as overdraft the maximum value of peak current compared with the value calculated for simultaneos faults.

IDENTIFIKATION DER ÜBERTRAGUNGSSYSTEME WÄHREND DER KOMPLEXEN NICHT GLEICHZEITIGEN KURZSCHLÜSSE

ZUSAMMENFASSUNG

Die Monographie betrifft der drei Gruppe von Problemen, die dierekt mit der Identifikation der Übertragungssysteme während der nicht gleichzeitig eintretenden Kurzschlüsse in Elektroenergiesysteme verbunden sind. Die erste von denen betrifft der Identifikation der Parametern von reduzierten Äquivalenten, mit denen die komplexe Elektroenergiesysteme nachgebildet werden. Zweite Gruppe stellt eine Auswahl der Fehlernachbildung und Verifikation von vorgeschlagenen Methoden und Modellen dar. Die letzte Gruppe ist direkt mit der Interpretation der Untersuchungsergebnisse verbunden, die in der modifizierten Systeme erhalten wurden.

Es wurde eine Methode - Identifikationskriterium der Parameter des Äquivalents, das für Modifikation vorausgesehen wurde, gewählt. Am Anfang des Arbeits wurde ein einfaches Äquivalent, wo nur Resistanz und Induktivität als Bestandteile die Ersatzstruktur bilden angenommen, wobei die nächste Untersuchungen wurden um die andere mehr komplexe Strukture erweitert. Die in der vorliegenden Arbeit vorgeschlagene Modifikation der Methode der kleinsten Quadrate ist für die Signale mit hohen Niveau von hochfrequenten Schwingungen mit Hilfe von MicroTran-Programm und für die Signale mit kleinem Niveau dieser Schwingungen mit Hilfe von NETOMAC-Programm getestet worden. Es wurden auch die Quasi-Newton- und Powell-Verfahren angewandt. Es wurde eine Analyse der Suche der optimalen Nachbildung der Übertragungsleitung für die Untersuchungen der transienten Vorgänge während Kurzchlußfolgefehlern durchgeführt. Die Notwendigkeit der Berücksichtigung der Frequenzabhängigkeit von Leitungsparametern des Modells wurde gezeigt. Es wurde bewiesen, daß die Nachbildung der Leitung durch konzentrierte Parameter in Kettenleiterschaltungen - als mehere PI-Glieder - bei Untersuchungen von elektromagnetischen transienten Vorgängen nur zusätzliche Probleme mitgebracht hätte, wobei die Beseitigung dieser Probleme erfordert das Schalten von zusätzlichen Kompensationsystemen, was unerwartet als Hauptaufgabe der Untersuchungen geworden hätte.

Es wurde hingewiesen, daß die Modellierung der Leitung ohne Berücksichtigung des Skineffekts - insbesondere bei Kurzschlüssen ohne Erdberührung - vollkommen falsche Resultate gegeben hätte. Es wurde die Bedingungen und den Bereich der Berücksichtigung des Koronaphänomens in Leitungsmodell bestimmt.

Das Modell des Lichtbogenkurzchlußes, der als eine von wichtigsten Ursache des Ungleichzeitigkeits des Fehlers darstellt, wurde überlegt wobei sowohl die statische wie auch dynamische Modelle berücksichtigt worden sind. Durch eine Vergleichsanalyse von Meßergebnissen und Berechnungsresultaten der numerischen Untersuchungen wurde eine Verifikation des vorgeschlagenen Modells des Elektroenergiesystems durchgeführt. Diese Verifikation betraf sowohl der Übertragungsleitungsnachbildung wie auch der Modellierung der reduzierten Ersatzstruktur - dieserweise auch vorgeschlagene Identifikationskriterium der Parameter von dem System. Es wurden die Untersuchungsergebnisse der Analyse von Einfluß der Nichtgleichzeitigkeit der Fehler auf die Ausgleichsvorgänge und maksimale Strom- und Spannungswerte dargestellt.

In der Arbeit wurde bewiesen, daß die Nichtgleichzeitigkeit der Fehler und Schaltungen eine besondere Stegerung der Überspannungsfaktoren im Vergleich zu den maksimalen berechneten während der Fehler, die als gleichzeitige betrachtet wurden, verursacht werden kann. Es wurde die besondere Situationen von Überspannungen in Übertragungsleitungen mit unterschiedlichen Spannungsniveau arbeitenden in dieselben Masten, die aber mit verschiedenen Systemen verbunden worden sind, dargestellt. Die ausbleibende Stromnulldurchgänge könnten auch auf Grund der Ungleichzeitigkeit der Fehler verursacht werden, was in der Arbeit gezeigt worden ist. Darüber hinaus wurde hingewiesen, daß auch eine Überschreitung von maksimalen Werten der Stoßkurzschlußströme bei gleichzeitigen Kurzschlüssen, die in den Normen als maksimale für alle Fehler angenommen werden, infolge der Ungleichzeitigkeit der Fehler möglich ist.

BIBLIOTEKA GŁÓWNA Politechniki Śląskiej P. 3347 96 151