

Universitatea Politehnica Timișoara
Departamentul de Electroenergetică

TEZĂ DE ABILITARE

*Cercetări privind analiza și optimizarea regimurilor de funcționare
a rețelelor pentru transportul și distribuția energiei electrice*

Candidat: Conf.dr.ing. Adrian PANĂ

2019

CUPRINS

	Pag.
Rezumat	4
Abstract	7
SECȚIUNEA I-a. REALIZĂRI ȘTIINȚIFICE, PROFESIONALE ȘI ACADEMICE	
Prezentare generală.....	10
Direcția tematică 1. Transfigurarea rețelelor electrice de distribuție	
D1.1 Rezultate ale cercetărilor privind metodele de transfigurare a rețelelor electrice.....	22
D1.2 Metodă de echivalare din punct de vedere al căderilor de tensiune.....	23
D1.3 Metodă de echivalare din punct de vedere al pierderilor de putere activă.....	26
D1.4 Studiu de caz.....	28
D1.5 Concluzii.....	32
Direcția tematică 2. Echilibrarea sarcinilor rețelelor electrice trifazate prin compensare capacitivă transversală dezechilibrată	
D2.1. Stadiul actual al cercetărilor privind echilibrarea artificială a sarcinii rețelelor de distribuție trifazate.....	33
D2.2 Metoda „clasică” de dimensionare a unui compensator reactiv de echilibrare.....	34
D2.3 Mecanismul compensării explicat pe baza circulației de curenți.....	38
D2.4 Mecanismul compensării explicat pe baza circulației de puteri.....	39
D2.5 Redimensionare din condiția eliminării bobinelor.....	40
D2.6 Studii de caz.....	44
D2.7 Concluzii.....	46
Direcția tematică 3. Evaluarea nesimetriilor de impedanță în rețelele electrice trifazate și a efectelor acestora	
D3.1 Stadiul actual al cercetărilor privind modelarea liniilor electrice trifazate în coordonate de fază.....	50
D3.2 Descrierea unui fenomen „paradoxal” observat la o LEA 110 kV funcționând în regim de mers în gol.....	51
D3.3 Modelarea LEA în coordonate de fază.....	54
D3.4 Calculul în coordonate de fază a circulației de puteri pe o linie electrică trifazată.....	59
D3.5 Calculul circulației de puteri pentru LEA considerată și comparația cu valorile măsurate.....	59
D3.6 Explicarea paradoxului.....	63
D3.7 Concluzii.....	64
Direcția tematică 4. Evaluarea impedanțelor armonice în rețelele electrice poluate armonic și a efectelor acestora	
D4.1 Pe scurt despre regimul permanent nesinusoidal.....	65

D4.2	Definirea impedanței armonice a rețelei.....	66
D4.3	Stadiul actual al cercetărilor privind determinarea impedanței armonice a unei rețele electrice de distribuție.....	68
D4.4	Utilizarea impedanței armonice a rețelei la studiul compensării capacitive transversale în prezența regimului nesinusoidal.....	74
	<i>D4.4.1 Impedanța armonică a rețelelor în prezența bateriilor de condensatoare.....</i>	<i>74</i>
	<i>D4.4.2 Efectele instalării unei baterii de condensatoare.....</i>	<i>76</i>
	<i>D4.4.3 Studiu de caz.....</i>	<i>77</i>
	<i>D4.4.4 Dimensionarea bateriilor de condensatoare.....</i>	<i>80</i>
	<i>D4.4.5 Concluzii.....</i>	<i>88</i>
D4.5	Determinarea analitică și numerică a impedanței armonice văzute în nodurile unei rețele electrice de distribuție.....	89
	<i>D4.5.1 Metoda matricei admitanțelor armonice nodale.....</i>	<i>89</i>
	<i>D4.5.2 Metoda matricei variabilelor de stare.....</i>	<i>96</i>
	<i>D4.5.3 Concluzii.....</i>	<i>101</i>
D4.6.	Determinarea experimentală a impedanței armonice văzute în nodurile unei rețele electrice de distribuție. Metoda variației aplicată prin folosirea instrumentației virtuale.....	102
	<i>D4.6.1 Schimbarea stării rețelei prin comutația unei baterii de condensatoare.....</i>	<i>102</i>
	<i>D4.6.2 Stabilirea relațiilor de calcul pentru aplicarea metodei variației.....</i>	<i>103</i>
	<i>D4.6.2 Instrument virtual pentru determinarea directă a impedanței armonice.....</i>	<i>106</i>
	<i>D4.6.3 Concluzii.....</i>	<i>110</i>
D4.7	Determinarea analitică și numerică a impedanței armonice văzute în secțiunile unei linii electrice trifazate. Metoda impedanțelor de intrare ale cuadripolilor echivalenți..	111
	<i>D4.7.1 Descrierea problemei.....</i>	<i>111</i>
	<i>D4.7.2 Construirea modelului matematic.....</i>	<i>112</i>
	<i>D4.7.3 Studii de caz.....</i>	<i>114</i>
	<i>D4.7.3 Concluzii.....</i>	<i>121</i>
SECȚIUNEA a II-a. PLANURI DE EVOLUȚIE ȘI DEZVOLTARE A CARIEREI PROFESIONALE, ȘTIINȚIFICE ȘI ACADEMICE.....		122
SECȚIUNEA a III-a. REFERINȚE BIBLIOGRAFICE.....		124

REZUMAT

al tezei de abilitare cu titlul

Cercetări privind analiza și optimizarea regimurilor de funcționare a rețelelor pentru transportul și distribuția energiei electrice

autor: conf.dr.ing. Adrian Pană

Teza de abilitare relevă capacitățile și performanțele didactice și de cercetare ale candidatului dr.ing. **Adrian Pană**, care ocupă în prezent o funcție didactică de conferențiar universitar în statul de funcțiuni al Departamentului de Electroenergetică al Universității Politehnica Timișoara, dezvoltate după susținerea publică a tezei de doctorat, până în prezent.

Atât componenta didactică a activității candidatului cât și cea de cercetare s-au desfășurat în cadrul a două domenii strâns legate, mai precis cel al rețelelor pentru transportul și distribuția energiei electrice respectiv cel al calității energiei electrice, domenii de importanță majoră aparținând unui domeniu integrator, ce poartă denumirea generică de *electroenergetică*.

În aproape 29 de ani de *activitate didactică* neîntreruptă în cadrul aceluiași departament, candidatul și-a dezvoltat capacitățile și performanțele didactice, desfășurând toate tipurile de activități: seminar, laborator, proiect, curs, îndrumare la elaborarea de lucrări de diplomă și disertație etc., urcând scara ierarhică a funcțiilor didactice. A contribuit la dezvoltarea de lucrări didactice, fiind autor principal la două manuale universitare și două îndrumătoare pentru lucrări aplicative.

Prezentarea capacităților și performanțelor obținute în *activitatea de cercetare* a candidatului ocupă cea mai mare parte a conținutului tezei de abilitare. Astfel, în capitolul introductiv autorul expune pe scurt subiectele principale abordate și rezultatele obținute pe parcursul celor 29 de ani, cu trimitere la lista referințelor bibliografice. Așa cum se poate anticipa din titlul tezei de abilitare, aceste subiecte sunt dedicate analizei și optimizării regimurilor de funcționare a rețelelor pentru transportul și distribuția energiei electrice, cea mai mare parte a lor încadrându-se în același timp în aria tematică a domeniului calității energiei electrice.

Prezentarea generală introductivă este urmată de o expunere într-un format extins, a celor mai importante rezultate ale activității de cercetare a candidatului, obținute pe subiectele de cercetare definite ca fiind reprezentative. Acestea au fost grupate în *patru direcții tematice de importanță majoră*, după cum urmează:

1. ***Transfigurarea rețelelor electrice de distribuție***. Autorul prezintă câteva metode originale de echivalare a rețelelor de distribuție arborescente, pe care le propune ca instrumente eficiente destinate optimizării regimului normal de funcționare prin minimizarea pierderilor de putere și energie activă (consumului propriu tehnologic) respectiv prin optimizarea valorilor efective ale tensiunilor în nodurile consumatoare;
2. ***Echilibrarea sarcinilor rețelelor electrice de distribuție trifazate prin compensare reactivă transversală dezechilibrată***. Cea mai importantă realizare originală a autorului pe această direcție tematică este demonstrarea matematică a mecanismului energetic al echilibrării sarcinilor active dezechilibrate prin compensare reactivă dezechilibrată. Conform acesteia, un compensator trifazat conținând numai elemente reactive pasive de circuit, în conexiune delta, determină o redistribuire a puterilor active între faze, astfel că un astfel de compensator poate fi dimensionat pentru a realiza echilibrarea perfectă a unei sarcini dezechilibrate. De asemenea, o contribuție originală majoră a autorului o constituie elaborarea modelului matematic al dimensionării și funcționării unui compensator capacitiv dezechilibrat, care, pe lângă funcția de îmbunătățire a factorului de putere al sarcinii (prin compensarea componentelor reactive inductive ale curenților de secvență pozitivă), îndeplinește și funcția de echilibrare a sarcinii (prin compensarea, totală sau parțială, a componentelor de secvență negativă și zero). Autorul aduce argumente solide în favoarea implementării în rețelele electrice de distribuție a echipamentelor de tip ABCC (*Adaptive Balancing Capacitive Compensator*), ca variantă de compensator variabil automat de putere reactivă, construit cu

echipamente de comutație statică (SVC – *Static VAR Compensator*). Se menționează de asemenea că autorul a fost directorul unui grant de cercetare câștigat prin competiție națională, destinat finanțării de activități de cercetare industrială, având ca scop tocmai construirea unui model experimental pentru un compensator de tip ABCC. Rezultatele principale obținute prin derularea acestui proiect au fost: depunerea unei cereri de brevet de invenție, aflată în prezent în fază avansată de validare, respectiv construirea unui model experimental funcțional de ABCC, având la bază modelul matematic perfecționat de către echipa de cercetare coordonată de conf.dr.ing. Adrian Pană.

3. ***Evaluarea nesimetriilor de impedanță în rețelele electrice trifazate și a efectelor acestora.*** Această direcție tematică a fost inițiată ca urmare a solicitărilor venite din partea specialiștilor din domeniu, care au sesizat în mai multe rânduri, un fenomen în aparență paradoxal, care se manifestă vizibil la liniile electrice aeriene netranspuse, funcționând în regim de mers în gol. Acest fenomen, constând în refularea de către o astfel de linie, pe una sau două faze, a unor puteri active de valori relativ mari, a fost explicată de către autor într-o serie de lucrări, folosind o modelare matematică în componente de fază, prin nesimetria capacităților echivalente naturale ale liniei, rezultată din nesimetria geometrică, ce determină o redistribuire a puterilor active între fazele liniei. Corectitudinea modelului matematic a fost confirmată prin determinări experimentale iar rezultatele obținute se constituie într-o contribuție originală importantă a autorului la modelarea fenomenelor din instalațiile reale pentru transportul și distribuția energiei electrice.

4. ***Evaluarea impedanțelor armonice în rețelele electrice poluate armonic și a efectelor acestora:***

4.1. *Utilizarea impedanței armonice a rețelei la studiul compensării capacitive transversale în prezența regimului nesinusoidal.* Una dintre cele mai importante aplicații ce implică o evaluare corectă a impedanței armonice echivalente văzută într-un nod consumator al unei rețele electrice funcționând în regim nesinusoidal, o constituie verificarea cu anticipație a producerii unei rezonanțe paralel, în cazul instalării unei baterii de condensatoare pentru compensare capacitivă transversală. Autorul prezintă într-o manieră originală, cu un pronunțat caracter didactic, modelul matematic și rezultatele numerice ale unor studii de caz aferente acestuia, pentru dimensionarea corectă a instalațiilor de compensare-filtrare.

4.2. *Determinarea analitică și numerică a impedanței armonice văzute în nodurile unei rețele electrice de distribuție.* Evaluarea impedanțelor armonice în rețelele electrice reale este o problemă pe cât de importantă pe atât de complexă și dificilă. O serie importantă de metode se înscriu în categoria metodelor analitice. Autorul a desfășurat cercetări în acest domeniu, rezultatele cele mai importante constând în aplicarea în studii de caz a modelelor matematice pentru două dintre metodele analitice: metoda matricei admitanțelor armonice nodale respectiv metoda matricei variabilelor de stare. Dintre acestea, cea de a doua poate fi considerată ca fiind o metodă neconvențională, a cărei utilizare este cunoscută de obicei ca aparținând domeniilor de studiu al sistemelor automate. Aplicarea ei pentru determinarea frecvențelor de rezonanță serie și paralel dintr-o rețea electrică de curent alternativ este un demers original, iar corectitudinea rezultatelor obținute este validată prin compararea cu rezultatele obținute prin metoda clasică a matricei admitanțelor armonice nodale.

4.3. *Determinarea analitică și numerică a impedanței armonice văzute în secțiunile unei linii electrice trifazate.* Corectitudinea rezultatelor obținute prin aplicarea metodelor analitice depinde de corectitudinea modelării armonice a sarcinilor și a elementelor componente ale rețelei. Una dintre problemele ce au avut o rezolvare originală de către autor, este cea a modelării liniilor electrice lungi, care au o caracteristică diferită de a celorlalte elemente, constând în distribuția uniformă de-a lungul liniei a impedanțelor echivalente longitudinale și transversale. Autorul prezintă într-o serie de articole, rezultatele aplicării unei metode originale de calcul a impedanței armonice văzute într-o secțiune oarecare a unei linii electrice lungi, bazată pe calculul impedanțelor de intrare ale cuadripolilor echivalenți formați de o parte și de alta a secțiunii respective.

4.4. *Determinarea experimentală a impedanței armonice văzute în nodurile unei rețele electrice de distribuție.* O altă dificultate majoră, pe lângă cea amintită anterior, ce face foarte dificilă aplicarea unei metode analitice de estimare a impedanței armonice a unei rețele, o constituie numărul foarte mare de elemente componente, respectiv de sarcini. De aceea eforturile cercetătorilor s-au orientat spre găsirea unor metode de determinare care să utilizeze datele măsurate în rețeaua reală. Autorul a abordat în cercetările sale și această temă, la care a adus contribuții originale prin propunerea unei metode rezultate ca o combinație între metoda variației și o procedură de selecție a datelor măsurate.

Metoda a fost implementată într-un instrument virtual construit cu tehnologie National Instruments, care a fost aplicat în condiții reale și ale cărui rezultate sunt foarte promițătoare.

O altă componentă a activității de cercetare a autorului o constituie participarea la rezolvarea a peste 20 de granturi de cercetare câștigate în competiții naționale, contracte de cercetare sau consultanță cu companii de profil energetic sau granturi de formare profesională, la șase dintre acestea fiind director de proiect. Conform clasificării impuse în prezent, din totalul acestor lucrări, **7** sunt contracte de cercetare/consultanță cu valoare de minim 2000 € (din care la **3** autorul a fost director de proiect) și **6** sunt granturi/proiecte naționale câștigate prin competiție (din care la **două** autorul a fost director de proiect).

Rezultatele activității de cercetare a candidatului au fost aduse la cunoștința specialiștilor și comunității academice și științifice naționale și internaționale, prin articole publicate în reviste sau în volumele de lucrări ale conferințelor. Pentru perioada la care se referă teza de abilitare, candidatul a publicat un număr total de **81** de articole, din care, la **36** de articole este prim-autor sau autor principal. Distribuția pe categorii de publicații a acestor lucrări este după cum urmează:

- **4** în reviste indexate în baza de date ISI (*Institute for Scientific Information*);
- **2** în reviste indexate în alte baze de date internaționale (BDI);
- **16** în reviste neindexate în BDI;
- **19** la conferințe internaționale indexate în baza de date ISI;
- **5** la conferințe internaționale indexate în alte BDI;
- **21** la conferințe internaționale neindexate în BDI;
- **14** la conferințe naționale neindexate în BDI.

De asemenea, candidatul este autor principal la două tratate, două monografii și două capitole în cărți de specialitate, acestea din urmă fiind publicate la edituri din străinătate.

Teza de abilitare include un capitol final în care autorul stabilește direcțiile viitoare de acțiune și de dezvoltare a carierei academice, științifice și profesionale, în domeniul său de specialitate. În activitatea didactică candidatul intenționează să își continue modul de lucru actual, în sensul actualizării permanente a conținutului cursurilor și a activităților aplicative, respectiv al unui mod de lucru interactiv cu studenții, în care locul principal îl are experimentul, care să fie efectuat, atât cât este posibil, în instalații reale. Activitatea științifică va avea la bază, ca și până acum, lucrul într-o echipă formată din seniori, din mediul academic și industrial, deținători de cunoaștere, dar și din tineri, deținători de energie creatoare. Vor fi continuate direcțiile de cercetare actuale și desigur vor fi inițiate direcții noi, în conformitate cu direcțiile și cerințele mediului economic, la care activitatea de cercetare trebuie să fie conectată în mod obligatoriu.

ABSTRACT

of the habilitation thesis entitled

Researches on the operating regimes of electrical transmission and distribution networks analysis and optimization

author: Assoc. prof. PhD eng. Adrian Pană

The habilitation thesis reveals the capacities and didactic and research performances of the candidate Assoc.prof. PhD eng. **Adrian Pană**, who currently holds a teaching position as a university associate professor in the payroll of the Electrical Power Engineering Department within the Polytechnic University of Timișoara, developed after the public defense of the PhD thesis, to date.

Both the didactic component of the candidate and its research activities took place in two closely related areas, namely the electrical transport and distribution networks and the power quality, fields of major importance belonging to an integrating domain, which is generic named *electrical power engineering*.

In almost 29 years of uninterrupted **didactic activity** within the same department, the candidate has developed his capacities and didactic performances, performing all kinds of activities: seminar, laboratory, project, course, guidance in the elaboration of diploma and dissertation works etc., climbing the hierarchical scale of teaching functions. He contributed to the development of didactic works, being the main author of two university textbooks and two tutors for applied works.

The presentation of the capacities and performances obtained in the candidate's **research activity** occupies most of the habilitation thesis content. Thus, in the introduction chapter the author briefly presents the main topics covered and the results obtained over the 29 years, with reference to the list of bibliographic references. As can be expected from the title of the habilitation thesis, these topics are dedicated to the analysis and optimization of the operating regimes of the electrical transmission and distribution networks, most of them being part of the thematic area of the power quality field.

The introduction overview is followed by an extensive exposure of the most important results of the candidate's research work, obtained on the research topics defined as representative. They were grouped into **four thematic areas of major importance**, as follows:

1. ***Transfiguration of electrical distribution networks***. The author presents some original methods of arborescent distribution networks equalization, which he proposes as efficient tools for optimizing the normal operating regime by minimizing the losses of active power and energy (technological self-consumption) respectively by optimizing the voltages rms values in the consuming nodes;
2. ***Balancing the loads of three-phase electrical distribution networks by unbalanced reactive cross-compensation***. The most important original achievement of the author in this thematic direction is the mathematical demonstration of the energy mechanism of balancing the unbalanced active loads through unbalanced reactive compensation. According to these, a three-phase compensator containing only passive reactive circuit elements, in delta connection, causes a redistribution of the active powers between the phases, so that such a compensator can be sized to achieve the perfect balancing of an unbalanced load. In addition, a major contribution of the author is the elaboration of the mathematical model of sizing and operation of an unbalanced capacitive compensator. This compensator, besides the function of improving the load power factor (by compensating the inductive reactive components of the positive sequence currents), fulfills the load balancing function (by totally or partially compensation of the negative and zero sequence components). The author has strong arguments in favor of implementing the *Adaptive Balancing Capacitive Compensator (ABCC)* equipment as a version of reactive power compensator built as a *Static VAR Compensator (SVC)*. It is also mentioned that the author was the director of a research grant, won by national competition, for the financing of industrial research activities, aiming precisely at building an experimental model for an ABCC type compensator. The main results obtained through this project were the filing of a patent application, currently in the advanced

validation phase, respectively the building of a functional experimental model of ABCC, based on the mathematical model perfected by the research team coordinated by PhD eng. Adrian Pană.

3. ***Evaluation of impedance unbalance in three-phase electrical networks and their effects.*** This thematic direction was initiated because of the demands of the field specialists, who have repeatedly observed a phenomenon apparently paradoxical, which is visible on the untransposed overhead lines, operating in no-load conditions. This phenomenon consists in delivering, by such a line, of relatively high values of active power on one or two phases. It was explained by the author in a series of papers using a mathematical modeling in phase components, through the asymmetry of the equivalent natural capacitances of the line, resulted from the geometrical unbalance, which causes a redistribution of the active powers between the phases of the line. The correctness of the mathematical model was confirmed by experimental determinations and the obtained results constitute an important original contribution of the author to the modeling of the phenomena from the electrical transport and distribution real installations.
4. ***Evaluation of harmonic impedances in harmonic polluted electrical networks and their effects:***
 - 4.1. *Using the harmonic impedance of the network in the study of capacitive shunt compensation in the presence of non-sinusoidal regime.* One of the most important applications involving a correct evaluation of the equivalent harmonic impedance seen in a consumer bus of an electrical network operating under non-sinusoidal conditions, is the anticipation of a parallel resonance in the case of the installation of a capacitor bank for capacitive shunt compensation. The author presents in an original manner, with a pronounced didactic character, the mathematical model and the numerical results of some case studies related to it, for the correct sizing of compensating-filtering devices.
 - 4.2. *Analytical and numerical determination of the harmonic impedance seen in the buses of an electrical distribution network.* Evaluating harmonic impedances in real networks is an issue as important as complex and difficult. An important category of methods falls into the category of analytical methods. The author carried out research in this field, the most important results being the application in case studies of the mathematical models for two of the analytical methods: the method of the nodal harmonic admittances matrix and the state variable matrix method. Of these, the latter can be considered as an unconventional method, the use of which is commonly known as belonging to the study of automated systems domain. Its application for determining series and parallel resonance frequencies from an AC electrical network is an original approach, and the correctness of the obtained results is validated by comparison with the results obtained by the classical method of the nodal harmonic admittances matrix.
 - 4.3. *Analytical and numerical determination of harmonic impedance seen in the sections of a three-phase electrical line.* The correctness of the results obtained by applying the analytical methods depends on the correctness of the harmonic modeling of the loads and of the network's elements. One of the problems with an original solution proposed by the author is the modeling of long electric lines, which have a different characteristic than the other elements, consisting in the uniform distribution along the line of the equivalent longitudinal and shunt impedances. The author presents in a series of papers the results of applying an original method for calculating the harmonic impedance seen in any section of a long electric line, based on the calculation of the input impedances of the equivalent quadripoles formed on both sides of the respective section.
 - 4.4. *Experimental determination of the harmonic impedance seen in the buses of an electrical distribution network.* Another major difficulty, in addition to the one mentioned above, which makes very difficult to apply an analytical method for estimating the harmonic impedance of a network, is the very large number of components and loads. This is why researchers' efforts have been geared towards finding determination methods, which use data that are measured in the real network. The author has also approached this topic in his research, to which he made original contributions by proposing a method that result as a combination of the variation method and a procedure of measured data selection. The method has been implemented in a virtual instrument built with National Instruments technology, which has been applied in real conditions and whose results are very promising.

Another component of the author's research activity is the participation in solving over 20 research grants won in national competitions, research contracts or consultancy with energy companies or training grants, out of which **six** he was the project director. According to the current classification of the total of

these works, **7** are research/consultancy contracts with a value of at least 2000 €(out of which **3** was the project director) and **6** are national grants/projects won by competition (out of which **2** the author was project director).

The results of the candidate's research activity have been brought to the attention of national and international academic and scientific community, through articles published in journals or conferences proceedings. For the period covered by the habilitation thesis, the candidate has published **81** articles, out of which **36** articles he is the first author or main author. The distribution by category of publications of these papers is as follows:

- **4** in journals ISI (*Institute for Scientific Information*) indexed;
- **2** in journals indexed in other international data bases (BDI);
- **16** in journals not indexed in BDI;
- **19** to international conferences ISI indexed;
- **5** to international conferences indexed in other BDI;
- **21** to international conferences not indexed in BDI;
- **14** to national conferences not indexed in BDI.

The candidate is also the main author of two treaties, two monographies and two chapters in specialized books, the latter two being published in foreign publishing houses.

The habilitation thesis includes a final chapter in which the author sets the future directions of action and development of academic, scientific and professional careers in his field of expertise. In the didactic field, the candidate intends to continue his current mode of action, in order to permanently update the content of the courses and the applicative activities, respectively an interactive way of working with the students, where the main place has the experiment to be performed, as possible in real installations. Scientific activity will be based, as before, on a team of seniors, from academics and industry, which are knowledge holders, but also of young people which have creative energy. The current research directions will continue, and of course new directions will be initiated, in accordance with the directions and requirements of the economic environment, to which the research activity must be necessarily connected.

SECȚIUNEA I-a

REALIZĂRI ȘTIINȚIFICE, PROFESIONALE ȘI ACADEMICE

Prezentare generală

Pentru un cercetător începător, elaborarea tezei de doctorat, presupune obținerea unor contribuții proprii la un domeniu de cercetare, pe care l-a aprofundat pe perioada studiilor doctorale. Teza de doctorat este confirmarea primului pas făcut în calitate de om de știință, iar diploma de doctor este un certificat al contribuției titularului ei la Cunoaștere, la progresul omenirii prin acumularea de noi cunoștințe.

Conducătorul de doctorat are deci o misiune deosebit de importantă. El ar trebui să fie de fapt un dascăl, dar unul special, care să acumuleze cunoștințe alături de studentul său, în timp ce îi transferă acestuia din cunoștințele sale și îl conduce pe drumul dificil al atingerii aceluși nivel care să îi permită obținerea de contribuții proprii la domeniul de cercetare respectiv. Iar aceasta nu ar trebui să fie un scop în sine, ci un efect al acumulării, prelucrării și aplicării de cunoștințe, pe fondul alimentării acestei *arderii* cu energia interioară a doctorandului.

Prezenta teză de abilitare a fost elaborată într-un moment în care consider că am acumulat cunoștințe și experiență didactică și de cercetare, la un nivel care să îmi permită conducerea științifică a unor studenți doctoranzi. Scopul acestei lucrări este de a-mi prezenta sistematic argumentele pentru susținerea afirmației de mai sus.

Titlul tezei definește domeniul în care mi-am desfășurat cea mai mare parte a activității profesionale și care se referă la proiectarea, construcția, exploatarea, modelarea, analiza și optimizarea regimurilor de funcționare a rețelelor pentru transportul și distribuția energiei electrice.

Fiind absolvent al universității la care acum sunt cadru didactic titular, de aproape 29 de ani neîntreruși, mă definesc profesional foarte simplu: *inginer electroenergetician*. Dacă la perioada amintită mai sus se adaugă cei patru ani în care am fost elev al Liceului Energetic (ulterior Industrial nr. 2) din Deva, pe care l-am absolvit cu o diplomă de *electrician pentru centrale, stații și rețele electrice*, apoi cei cinci ani de facultate la specializarea *electroenergetică* și încă doi ani de stagiu la o întreprindere de rețele electrice, se obține până acum un total de 40 de ani de formare continuă, în același domeniu.

Pe acest drum, perioada cea mai importantă a fost cea a colaborării cu unul dintre reprezentanții de seamă ai *Școlii de electroenergetică de la Timișoara*, domnul prof.univ.dr.ing. Adrian Buta, care în vara lui 1990 mi-a propus să îi devin asistent la disciplina *Transportul și distribuția energiei electrice*. Așa cum am mai afirmat, domnul profesor Adrian Buta a fost *părintele meu științific* lângă care mi-am petrecut 16 ani foarte intenși, lângă care am crescut din punct de vedere științific și mi-am consolidat latura profesională a personalității.

Plecat prea devreme dintre noi, domnul profesor Adrian Buta a lăsat *urme adânci* în electroenergetica românească și a deschis direcții de cercetare în care a obținut rezultate importante, direcții pe care, eu și echipa mea actuală avem credința că le-am continuat și dezvoltat.

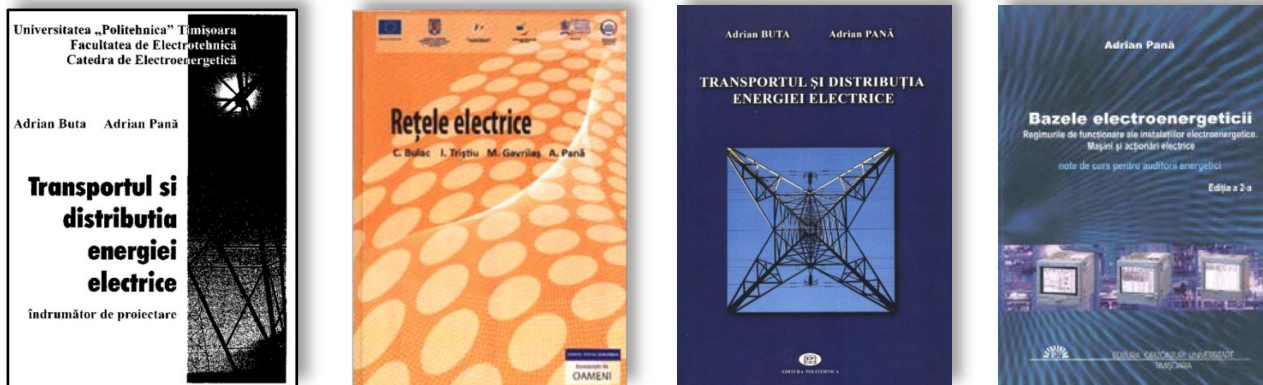
Activitatea mea didactică și cea de cercetare științifică s-au desfășurat, s-au dezvoltat și s-au influențat reciproc.

Teza de doctorat, susținută public în ianuarie 1999, a avut titlul *Optimizarea funcționării rețelelor electrice de distribuție* iar activitățile didactice de curs, seminar, laborator, proiect au fost aferente unei serii de discipline din zone foarte apropiate:

- *Transportul și distribuția energiei electrice;*
- *Rețele electrice de distribuție;*
- *Centrale, stații și rețele electrice,*
- *Proiectarea asistată de calculator a rețelelor electrice;*
- *Rețele și sisteme electroenergetice industriale;*
- *Producerea, transportul și distribuția energiei electrice;*
- *Calitatea energiei electrice.*

În ceea ce privește **activitatea didactică**, aceasta s-a desfășurat sub efectul continuu al preocupării pentru elaborarea unor materiale didactice conținând informații actuale referitoare la tehnologiile folosite sau la prevederilor standardelor, normativelor și instrucțiunilor privind proiectarea, construirea și exploatarea rețelelor electrice. În ceea ce privește modelarea și analiza regimurilor de funcționare, pe lângă modelele matematice clasice am apelat și la modele de studiu noi, care, pe măsură ce au fost confirmate în instalații reale, au fost aplicate și în activități didactice, mai ales în elaborarea lucrărilor de diplomă și de disertație.

În secțiunea a III-a se poate găsi lista, cu toate detaliile, a materialelor didactice elaborate și editate. Se ilustrează mai jos cele mai importante dintre acestea [C_1,5,8,9].



Am contribuit la introducerea de noi instrumente software de modelare și analiză în activitățile didactice, exemplul cel mai bun fiind mediile de programare LabView și Matlab-Simulink. Pe baza acestora am conceput și implementat lucrări de laborator noi, destinate înțelegerii conceptelor și confirmării experimentale a noțiunilor teoretice.

Prin finanțarea obținută prin contracte cu terți sau granturi de cercetare am dotat laboratorul de *Rețele electrice* și cel de *Calitatea energiei electrice* cu echipamente moderne de achiziții de date de tip *National Instruments* respectiv analizoare profesionale de calitate a energiei electrice de tip Mavowatt 230 și Elspec G 4500.

Am pus întotdeauna mare preț pe confirmarea prin determinări experimentale a rezultatelor analizelor teoretice, pe care le-am considerat ca fiind metoda cea mai eficientă pentru înțelegerea și însușirea cunoștințelor de către studenți. De aceea, laboratoarele menționate mai sus, aflate sub coordonarea mea, în ciuda dificultăților financiare permanente, au avut instalațiile funcționale, îmbunătățite permanent și au permis accesul total al studenților la acestea.

În viziunea mea, și probabil în viitorul apropiat se va putea implementa o astfel de metodă, cel puțin la o anumită categorie de discipline, cursul trebuie să se desfășoare în laborator, astfel ca transmiterea de cunoștințe să se poată face în alternanță cu determinările experimentale sau rezolvarea de aplicații numerice prin utilizarea de instrumente software.

Cu ocazia derulării de lucrări la contracte de cercetare sau consultanță, inițiate pentru rezolvarea unor probleme venite din mediul economic, în echipele formate am atras studenți doctoranzi sau chiar masteranzi și de la ciclul de licență, tocmai pentru a le deschide acestora perspective realiste asupra modului de aplicare a cunoștințelor teoretice.

Prezenta teză de abilitare acordă însă prioritate prezentării domeniilor de acțiune și a rezultatelor obținute în **activitatea de cercetare**.

Așa cum se poate vedea la simpla parcurgere a titlurilor lucrărilor elaborate, practic întreaga activitate de cercetare pe care am desfășurat-o a fost dedicată domeniului rețelelor electrice pentru transportul și distribuția energiei electrice respectiv unui domeniu conexas acestuia, cel al calității energiei electrice.

În secțiunea a III-a se prezintă lista detaliată a lucrărilor științifice la care am fost autor principal sau coautor. Dintre acestea, mai jos sunt ilustrate cărțile semnificative la scrierea cărora am contribuit în calitate de autor principal sau coautor, inclusiv prin prezentarea rezultatelor obținute în activitatea de cercetare [C_2,3,4,6].



După susținerea tezei de doctorat, începând cu anul 1999 (inclusiv) și până în prezent, rezultatele activității de cercetare au fost aduse la cunoștința specialiștilor și comunității academice și științifice naționale și internaționale în primul rând prin articolele publicate după cum urmează (a se vedea secțiunea a III-a):

- în reviste indexate în baza de date ISI (*Institute for Scientific Information*) [revISI_1-4];
- în reviste indexate în alte baze de date internaționale (BDI) [revBDI_1,2];
- în reviste neindexate în BDI [rev_1_16];
- la conferințe internaționale indexate baza de date ISI [ConISI_1-19];
- la conferințe internaționale indexate în alte BDI [ConBDI_1-5];
- la conferințe internaționale neindexate în BDI [ConI_1-21];
- la conferințe naționale neindexate în BDI [ConN_1-14].

Rezultă un total de **81** de articole, din care, la **36** de articole sunt prim-autor sau autor principal.

În acest capitol introductiv al secțiunii I-a, dedicat unei prezentări generale a activității mele profesionale, voi trece în revistă toate direcțiile semnificative abordate în activitatea mea de cercetare, împreună cu rezultatele obținute și trimerile bibliografice aferente acestora, astfel ca apoi să aloc un spațiu mai larg prezentării unor contribuții originale, considerate de mine ca fiind de importanță majoră prin nivelul științific și prin valoarea rezultatelor obținute:

1. Reconfigurarea rețelelor electrice de distribuție

Rețelele de distribuție urbane de medie tensiune sunt construite în configurație buclată dar funcționează radial, în scheme debuclate, arborescente. Configurația acestor rețele nu rămâne însă aceeași în cursul exploatarei, ci se modifică prin operații de reconfigurare, efectuate de regulă ca urmare a modificărilor sezoniere ale consumurilor de energie electrică sau pentru eliminarea efectelor unor avarii. Reconfigurarea unei rețele de distribuție urbane este o problemă de optimizare complexă care urmărește determinarea schemei debuclate optime, prin efectuarea unui număr minim de manevre, într-un interval de timp cât mai redus și care să asigure totodată o calitate corespunzătoare a energiei electrice furnizate consumatorilor. În literatura de specialitate poate fi găsit un mare volum de articole dedicat acestei probleme, căreia și eu i-am acordat o importanță deosebită la vremea respectivă. Printre cele mai relevante rezultate obținute este metoda originală, prezentată în lucrarea [rev_12]. Metoda urmărește optimizarea valorilor efective ale tensiunilor de alimentare a consumatorilor aplicând o procedură în care procesul de reconfigurare este demarat considerând funcția obiectiv clasică: minimizarea pierderilor de putere activă. Soluția găsită este apoi ajustată având în vedere calitatea tensiunii în noduri, mai precis valoarea abaterii față de o valoare impusă. Funcția obiectiv este exprimată fuzzy, sub forma unui calificativ care ia în considerare banda de tensiune în care se află valorile efective ale tensiunilor din nodurile rețelei. Validarea metodei a fost făcută printr-un studiu de caz având ca obiect o zonă din rețeaua de distribuție urbană de 10 kV aparținând SDFEE Baia Mare.

2. Transfigurarea rețelelor electrice de distribuție

În contextul larg al problematicii legate de optimizarea regimurilor de funcționare a rețelelor electrice de distribuție, am fost preocupat de a găsi modele matematice care să permită depășirea dificultăților cauzate de configurațiile complexe ale acestui tip de rețele și astfel să conducă la micșorarea considerabilă a efortului

de calcul pe care îl presupune în general aplicarea metodelor de optimizare. În acest sens, am dezvoltat un concept original potrivit căruia o rețea de distribuție reală, având o configurație arborescentă oricât de complexă, poate fi echivalată printr-o rețea fictivă, având o configurație radială simplă, în care fiecare nod consumator este legat la sursă printr-o linie individuală. Echivalarea obținută astfel este valabilă fie din punctul de vedere al căderilor de tensiune, fie din cel al pierderilor de putere activă (consumului propriu tehnologic), existând și un caz particular în care echivalarea este valabilă conform ambelor criterii. Într-o serie de articole având acest subiect, am demonstrat valabilitatea modelului matematic [rev_16], [ConI_14,18]. Aceste rețele fictive pot fi folosite la rezolvarea rapidă a problemelor de optimizare a regimurilor de funcționare a rețelelor reale, cum ar fi cele destinate reglajului optim al tensiunii respectiv micșorarea consumului propriu tehnologic. Metoda a fost prezentată în detaliu în cadrul secțiunii referitoare la Direcția tematică 1.

3. Rezolvarea unor probleme ale companiilor din domeniu, în condițiile liberalizării pieței de energie electrică

Ca membru al echipei de cercetare conduse de domnul prof.dr.ing. Adrian Buta, am contribuit la rezolvarea a două probleme importante, apărute la solicitarea unor companii din domeniu și care au fost generate ca urmare a trecerii sistemului energetic național la economia de piață, mai precis de începutul liberalizării pieței de energie electrică și deci a apariției de noi reglementări referitoare la transferurile de energie între participanții la această piață.

O primă problemă, o adevărată provocare, a fost aceea de a efectua fundamentarea tehnico-economică a unei soluții noi de alimentare cu energie electrică a serviciilor proprii ale stațiilor de transformare aparținând rețelei de transport (RET). În majoritatea acestor stații, serviciile proprii au realizat alimentarea de bază printr-o linie electrică de medie tensiune, racordată la rețeaua operatorului de distribuție (RED) din vecinătate (la vremea respectivă S.C. Electrica S.A.), rețea alimentată de fapt din RET. Această recirculare a fluxului de energie electrică produce pierderi directe de energie electrică dar și pierderi financiare indirecte, ca urmare a diferenței între prețul energiei achiziționate din RED față de cel al energiei din RET. Soluția nouă propusă de către colectivul de cadre didactice de la Catedra de Electroenergetică a UPT, cu scopul eliminării pierderilor precizate mai sus, constă în alimentarea serviciilor proprii din terțiarul autotransformatoarelor de 220/110 kV. Problema este una complexă, ce poate fi privită ca o problemă de optimizare tehnico-economică, în condițiile impunerii unor cerințe tehnice legate de asigurarea fiabilității ridicate a schemei de alimentare, de reducere a riscurilor producerii de avarii în stație și extinderea acestora în SEN, de asigurare a unei calități corespunzătoare a energiei electrice livrate consumatorilor, respectiv a unor cerințe economice constând în minimizarea cheltuielilor ocazionate de această modificare. Rezultatele studiului, cu aplicație la stația de transformare de 400/220/110 kV Arad, sunt prezentate în articolele [rev_14], [ConN_10,11].

A doua problemă majoră este cea a prognozei pe termen scurt a curbelor de sarcină a consumatorilor sau a consumurilor orare zilnice respectiv a puterii de vârf. Echipa a dezvoltat mai multe tehnici de prognoză, cea mai interesantă, prin originalitatea și simplitatea sa, este cea bazată pe descompunerea curbelor de sarcină zilnice în serii Fourier. Metoda pleacă de la observația că graficele de sarcină ale puterii active pot fi considerate funcții periodice ce satisfac condițiile lui Dirichlet prin faptul că sunt curbe „netede” care prezintă un număr finit de discontinuități. Prognoza celor 24 de valori ale consumurilor orare zilnice poate fi înlocuită cu cea a puterii medii și a unui număr mic de armonici (primele 5), astfel că volumul de calcul se reduce foarte mult. Modelul matematic și rezultatele unor studii de caz sunt prezentate într-o serie de articole [rev_8], [ConI_3], [ConN_6].

4. Studii privind regimurile nesimetrice și dezechilibrate ale rețelelor electrice

Ca și celelalte teme de cercetare descrise anterior, problemele legate de regimurile nesimetrice și dezechilibrate ale rețelelor electrice trifazate au venit dinspre operatorii de transport și operatorii de distribuție, care s-au confruntat cu ele și au cerut sprijinul mediului academic pentru rezolvarea lor.

Un exemplu foarte bun în acest sens este cel al unui fenomen aparent paradoxal, observat în mai multe rânduri la linii electrice aeriene de înaltă tensiune funcționând în gol. Măsurători pe teren la începutul unei astfel de linii au arătat că, în timp ce puterile reactive pe faze erau negative (capacitive), confirmând prezența capacităților naturale ale liniei, ce se fac vizibile în regim de mers în gol, puterile active erau pozitive pe una sau două faze și negative pe celelalte faze. Mai mult decât atât, valorile absolute ale puterilor active negative

erau mult mai mari decât ale celor pozitive, suma pe cele trei faze rezultând de asemenea negativă. O astfel de măsurătoare infirmă așteptările, conform cărora, linia funcționând în regim de mers în gol rămâne un receptor, un consumator de putere și energie activă iar nu un generator. Pentru rezolvarea acestui „mister” am efectuat studii de circulații de puteri pe linii electrice trifazate modelate în componente (coordonate) de fază. Analizele numerice au condus la rezultate similare, iar explicația fenomenului constă în efectul nesimetriei parametrilor de fază echivalenți transversali, mai precis a susceptanțelor capacitive echivalente care se formează între faze, rezultată din nesimetria constructivă a liniilor, care bineînțeles, erau netranspuse. Această nesimetrie face ca în regim de mers în gol linia să absoarbă din rețeaua la care este racordată, o putere activă pe una sau două faze pe care o refulează apoi în rețea pe celelalte faze. Suma algebrică a puterilor active rezultă de valoare mult mai mică decât valorile măsurate și este egală cu suma pierderilor de putere activă (consumul propriu tehnologic) pe cele trei faze. Modelul matematic pentru liniile aeriene simplu circuit și dublu circuit, precum și studiile de caz efectuate sunt prezentate în lucrările [revISI_1], [ConISI_15,17].

Un al doilea exemplu este cel al problemei ridicate cu ocazia reparațiilor capitale executate pe linia electrică aeriană dublu circuit, cu tensiunea nominală de 220 kV, dintre stațiile Porțile de Fier I și Reșița. Operatorul de transport își puna problema dacă este cazul să se păstreze transpunerea fazelor sau se poate renunța la stâlpii speciali de transpunere, astfel încât să se reducă costurile lucrărilor. Studiile efectuate au condus la concluzia necesității păstrării transpuerilor, având în vedere regimurile de încărcare cu sarcină foarte mare a liniei precizate, cu efecte majore asupra nesimetriei setului trifazat de tensiuni [ConN_12].

Din păcate, aceeași linie a fost și locul producerii unui accident de muncă grav, produs în timpul lucrărilor de revizie la unul dintre circuite, în timp ce al doilea circuit era în funcțiune. Un lucrător a fost victima tensiunilor induse în conductoarele liniei scoase de sub tensiune. Un colectiv al Catedrei de Electroenergetică de la UPT a fost solicitat să determine valoarea tensiunilor induse. Modelul matematic și rezultatele studiului au fost publicate în articolul [ConISI_6].

Metoda de evaluare a nesimetriilor de impedanță în rețelele electrice trifazate este prezentată în detaliu în cadrul secțiunii referitoare la Direcția tematică 3.

5. Studii privind analiza calității energiei electrice și a metodelor și mijloacelor de intervenție pentru controlul acesteia

Cea mai mare parte a tematicilor abordate în activitatea de cercetare se pot încadra în domeniul calității energiei electrice. Este un domeniu vast, ce poate fi privit din mai multe perspective. Rețele electrice de transport și distribuție se află în responsabilitatea operatorilor de rețea, dar problematica asigurării calității energiei electrice livrate consumatorilor nu poate fi strict delimitată pentru fiecare dintre participanții la procesul de producere, transport, distribuție și utilizare a acesteia. Problemele pe care le-am abordat pot fi grupate ca aparținând cu preponderență la trei subiecte principale, aferente regimului permanent de funcționare: variațiile lente ale tensiunii, regimul nesinusoidal respectiv regimul dezechilibrat, toate privite din perspectiva interacțiunii dintre rețea și instalațiile consumatorilor racordați la aceasta. Cele trei aspecte constituie criteriile de evaluare a calității energiei electrice în general și a calității tensiunii în nodurile consumatoare, în particular.

Direcțiile de cercetare au fost date de către domnul prof.dr.ing. Adrian Buta, care s-a dedicat acestei problematice încă din anii '80, ele fiind continuate și dezvoltate chiar și în prezent. Eu am avut șansa de a face parte din echipa domnului profesor și de a participa, cu rol principal, la rezolvarea majorității studiilor abordate de către această echipă. Au fost foarte multe subiecte, cele mai relevante fiind expuse pe scurt în rândurile următoare.

Influența consumatorilor perturbatori dezechilibrați și neliniari asupra calității energiei electrice a fost analizată din perspectiva definirii unor noi indicatori ai calității energiei electrice. Astfel, un indicator relevant a fost considerat factorul de putere al unui astfel de consumator. Forma analitică a acestuia este obținută ca produs a trei factori: primul corespunzător transferului de putere reactivă pe frecvența fundamentală și pe secvența pozitivă, cel de-al doilea corespunzător creșterii pierderilor în rețeaua de alimentare ca urmare a noncalității curenților și cel de-al treilea corespunzător creșterii pierderilor ca efect al noncalității tensiunilor [rev_6], [ConN_4,7].

Calitatea tensiunii este un criteriu integrator de apreciere a calității energiei electrice din perspectiva celor trei aspecte enunțate mai sus: variațiile lente ale valorilor efective, regimul nesinusoidal respectiv regimul dezechilibrat. Atunci când în instalațiile operatorului de rețea sau ale consumatorului se instalează

echipamente pentru îmbunătățirea factorului de putere, echilibrarea sarcinii sau filtrarea armonicilor de curent semnificative, dimensionarea acestora trebuie corelată deoarece se interconstrâng. Utilizarea calității tensiunii drept criteriu principal de analiză a interdependenței dintre compensarea puterii reactive, echilibrarea sarcinii și filtrarea armonicilor este justificată matematic și prin studii de caz în [rev_1].

Același criteriu a fost aplicat prin intermediul unor indicatori integrali de calitate a tensiunii, cum sunt abaterea medie, abaterea medie pătratică sau abaterea medie pătratică ponderată a valorilor tensiunii față de valoarea de referință (nominală), pentru un anumit interval de timp. În acest context, articolele [rev_7], [ConN_5] prezintă rezultatele unor studii privind dimensionarea compensatoarelor capacitive longitudinale și transversale instalate într-o rețea electrică de distribuție, efectuată din condiția minimizării valorilor acestor indicatori integrali calculați prin considerarea valorilor tensiunilor în nodurile consumatoare. Pentru stabilirea expresiilor analitice ale reactanțelor capacitive ale compensatoarelor, puterile active și reactive absorbite de consumatori au fost considerate variabile aleatoare ce respectă o lege de distribuție normală. Restricțiile luate în considerare au fost încadrarea valorilor tensiunilor în banda de reglaj normală respectiv nedepășirea solicitărilor electrice și termice limită ale bateriilor de condensatoare. Valabilitatea relațiilor obținute a fost confirmată prin câteva studii de caz.

Domeniul referitor la regimul permanent nesinusoidal a ocupat un loc prioritar în activitatea de cercetare la care am participat. Am abordat numeroase subiecte de studiu, instrumentul principal folosit pentru efectuarea analizelor fiind impedanța armonică. Deși regimul permanent nesinusoidal se studiază în contextul general al problematicii aferente calității energiei electrice, rezultatele cercetărilor referitoare la impedanța armonică și utilizarea ei la optimizarea regimurilor de funcționare a rețelelor, se prezintă distinct.

6. Studiul impedanței armonice a rețelelor electrice și a utilizării ei la optimizarea regimurilor de funcționare

Impedanța armonică este impedanța complexă echivalentă de secvență pozitivă „văzută” într-un nod sau o secțiune a unei rețele electrice de curent alternativ, ca funcție de frecvență [D4_4]. Este o mărime ce caracterizează starea rețelei în regim permanent de funcționare și stă la baza modelelor matematice utilizate pentru modelarea rețelei cu scopul rezolvării problemelor legate de producerea regimului nesinusoidal, propagarea acestuia în rețea și mai ales de adoptarea celor mai eficiente metode și mijloace pentru limitarea propagării și atenuarea „poluării” armonice.

În cercetările la care am participat se regăsește toată paleta de probleme asociate studiului impedanței armonice, privind: rolul și locul ei în analiza armonică a rețelelor, proprietățile impedanței armonice, modelarea impedanței armonice a elementelor de rețea și a consumatorilor, estimarea experimentală în rețelele reale, monitorizarea și altele [ConI_5], [ConN_1]. Rezultatele cercetărilor dezvoltate în decursul mai multor ani, inclusiv ale numeroaselor aplicații numerice efectuate pe studii de caz au fost integrate în tratatul [CR_2].

Un exemplu relevant privind modelarea armonică a elementelor componente ale rețelei este cea a unui transformator pentru alimentarea tracțiunii electrice feroviare [ConI_2]. Lucrarea demonstrează că adoptarea unei scheme echivalente serie-paralel pentru impedanța echivalentă longitudinală și neglijarea impedanței echivalente transversale, este o soluție suficient de corectă pentru modelarea armonică a unui transformator de tipul precizat, atât la alimentarea sarcinilor liniare cât și a celor neliniare. Validarea modelului matematic s-a făcut prin utilizarea rezultatelor determinărilor experimentale efectuate în stația CFR 110/27,5 kV Orțișoara.

Unul dintre subiectele de interes a fost cel al propagării regimului nesinusoidal pe liniile electrice aeriene de transport sau de interconexiune. Studiile, ale căror rezultate au fost publicate într-o serie de articole [rev_4], [ConI_6,8] au urmărit determinarea expresiilor analitice pentru coeficienții de transfer ai tensiunii și curentului armonic respectiv pentru impedanța armonică echivalentă, considerând mai multe variante de compensare inductivă și/sau capacitivă. Au fost determinate frecvențele rezonanțelor paralel pentru mai multe variante de scheme de compensare, în funcție de lungimea liniei de transport, de nivelul de încărcarea cu sarcină a acesteia, nivelul de compensare respectiv puterea de scurtcircuit cu care este modelat sistemul electroenergetic amonte. S-a identificat regimul de mers în gol, fără compensare, ca fiind cel mai periculos din punct de vedere al riscului de producere a amplificării regimului nesinusoidal în tensiuni.

Una dintre cele mai importante contribuții ale studiului impedanțelor armonice la creșterea performanțelor rețelelor electrice de distribuție se referă la evitarea producerii rezonanțelor paralel în cazul compensării capacitive transversale în prezența regimului deformant. Problema este prezentată teoretic și prin rezultatele numerice ale unor studii de caz, într-o serie de lucrări [CR_2], [ConN_2,3]. Este detaliată

procedura de dimensionare a unei baterii de condensatoare ce urmează a fi instalată pe barele colectoare ale unui consumator ce are și o componentă neliniară, pentru îmbunătățirea factorului de putere, astfel încât impedanța armonică rezultată în nodul respectiv să prezinte poli (valori de vârf corespunzătoare frecvențelor de rezonanță paralel), pentru frecvențe diferite de cele ale curenților armonici semnificativi existenți în rețea. În cazul extrem în care evitarea rezonanțelor paralel nu poate fi obținută prin dimensionarea bateriei de condensatoare, aceasta va fi utilizată prin formarea de filtre pasive de tip trece-bandă, refulante sau absorbante de curenți armonici. Se prezintă modelele matematice ale dimensionării acestor filtre, conform unei serii de criterii de dimensionare și se analizează pe studii de caz efectul acestora.

În lucrarea [rev_13], pornind de la un aspect teoretic cunoscut, cel al creșterii sensibilității impedanței armonice văzute într-un nod al unei rețele poluate armonic, la scăderea puterii active consumate în nodul respectiv, în apropierea frecvențelor de rezonanță armonică paralel. Întrucât determinarea prin măsurători în rețeaua reală a impedanței armonice este dificilă, în lucrare se propune o metodă originală de identificare a frecvențelor de rezonanță, bazată pe metoda sensibilității tensiunilor armonice cu puterea activă consumată. Existența unor sensibilități de forma $\partial U_k / \partial P$ de semn negativ și de valoare absolută ridicată, conduce la ideea funcționării în apropierea unei frecvențe de rezonanță paralel. Aplicarea în practică a metodei presupune monitorizarea regimului nesinusoidal, respectiv calculul continuu al indicatorului definit mai sus.

O altă metodă originală de identificare a regimurilor de rezonanță armonică în rețelele electrice de distribuție poluate armonic și rezultatele aplicării ei sunt prezentate în [ConI_11,12]. Metoda este aplicabilă în situația tipică a instalării unei baterii de condensatoare pe barele colectoare ale unei stații sau post de transformare ce alimentează un mare consumator industrial ce este sursă de „poluare” armonică (are în componență receptoare neliniare). În situația unei sarcini reduse, monitorizând semnul diferenței algebrice dintre curentul inductiv armonic prin secundarul transformatorului și curentul capacitiv armonic prin bateria de condensatoare, se poate identifica domeniul de frecvență la care apare rezonanța armonică paralel. Pornind de la aceste observații, a fost întocmit un set de reguli pe baza cărora s-a construit în limbajul PROLOG un sistem expert de tip euristic, ce funcționează prin utilizarea unui motor de inferență de tip *înlanțuire înainte*. Analizând o situație concretă a regimului nesinusoidal al unei rețele electrice, sistemul expert decide dacă există sau nu pericolul producerii unei rezonanțe armonice paralel. Validarea experimentală s-a făcut pe baza înregistrărilor efectuate în stația Fratelia din Timișoara.

Compensarea capacitivă longitudinală respectiv compensarea capacitivă transversală sunt metode foarte eficiente și prin urmare frecvent aplicate în rețelele electrice de distribuție, cu scopul controlului tensiunii și/sau al circulației puterii reactive. Însă, așa cum s-a arătat și mai sus, instalarea de baterii de condensatoare într-o rețea poluată armonic, ridică o serie de dificultăți dintre care cea mai importantă este legată de riscul crescut al amplificării regimului nesinusoidal. În lucrarea [ConN_14] sunt prezentate rezultatele unor cercetări privind efectele instalării unor compensatoare capacitive serie și paralel, într-o rețea electrică de distribuție, în prezența poluării armonice. În acest scop s-a stabilit relația analitică de calcul al impedanței armonice în nodul rețelei în care este conectat un consumator neliniar, utilă pentru determinarea efectelor amplificării și propagării poluării armonice asupra calității energiei electrice livrate consumatorilor. De asemenea s-au stabilit relațiile analitice pentru calculul coeficienților de transfer pentru curent și tensiune, dependenți de frecvență, care permit determinarea contribuției fiecărui element de rețea sau a unei părți din sistem, asupra fenomenului de propagare. Rezultatele obținute pe un studiu de caz, arată că bateria de condensatoare serie influențează nesemnificativ valoarea impedanței armonice și a coeficienților de transfer, spre deosebire de bateria de condensatoare derivație care influențează atât forma de variație a impedanței armonice și a coeficienților de transfer, cât și valorile acestora.

Alte probleme soluționate în legătură cu instalarea de baterii de condensatoare derivație în rețele de distribuție poluate armonic s-au referit la evaluarea suprasolicitării electrice a bateriilor de condensatoare prevăzute cu bobine antirezonante (formând filtre pasive de tip trece-bandă de ordinul I, refulante), prezentate în [revBDI_2], respectiv la alegerea și amplasarea optimă a bateriilor de condensatoare ținând cont de restricția evitării frecvențelor de rezonanță periculoase [ConBDI_2], [ConI_17].

În toate subiectele de cercetare prezentate mai sus, am trecut relativ ușor peste un element esențial: determinarea (estimarea) impedanței armonice echivalente văzute într-un nod al unei rețele reale. Este un subiect mult mai complex decât pare la prima vedere, căruia i s-au alocat mari cantități de timp și energie, fără să se fi ajuns încă la o soluție unanim acceptată. Stadiul actual al cercetărilor este trecut în revistă în cadrul secțiunii dedicate prezentării în detaliu a Direcției tematice 4. În rândurile de mai jos se prezintă pe scurt rezultatele cercetărilor efectuate de echipa noastră.

O primă categorie de metode de determinare a impedanțelor armonice pe care am abordat-o a fost cea a metodelor analitice. În această categorie se evidențiază o metodă ce poate fi considerată „clasică”: metoda matricei admitanțelor armonice nodale [ConISI_11]. Pentru o rețea dată, fiecare element al matricei admitanțelor armonice nodale asociate este o funcție de frecvență. Elementele diagonale ale matricei admitanțelor armonice nodale au semnificația fizică a impedanțelor armonice echivalente văzute în nodul respectiv al rețelei. În mod evident, precizia determinării prin calcul a acestora depinde de fidelitatea modelării elementelor de rețea respectiv a consumatorilor.

O a doua metodă analitică abordată poate fi considerată ca fiind una „neconvențională”, având în vedere că a fost împrumutată din domeniul analizei sistemelor automate: metoda variabilelor de stare. Este cunoscut faptul că o modalitate eficientă de analiză a comportării sistemelor automate constă în descrierea lor în spațiul abstract al variabilelor de stare. Variabilele de stare (sau mărimile de stare) reprezintă un grup de mărimi care definesc complet starea sistemului la un anumit moment. Pentru un anumit sistem ele nu sunt unice, dar trebuie stabilite atent, astfel încât să permită ca, plecând de la o anumită stare (inițială) cunoscută, să se determine starea viitoare a sistemului. Pentru o rețea funcționând în regim nesinusoidal, variabilele de stare se consideră curenții prin inductivitățile echivalente și tensiunile la bornele capacităților echivalente. Pe baza ecuațiilor de stare scrise prin aplicarea a teoremelor lui Kirchhoff în rețeaua considerată, se determină matricea de stare a rețelei. Frecvențele pe care apar polii rețelei (rezonanțele paralele) se obțin prin împărțirea cu 2π a părților imaginare pozitive aparținând perechilor complex conjugate ale valorilor proprii ale matricei de stare. Aplicarea acestei metode în domeniul rețelelor electrice face posibilă analiza în domeniul frecvență a comportării rețelei, oferind valorile frecvențelor de rezonanță armonică paralel și serie ale acesteia, fără să fie necesară cunoașterea valorilor impedanțelor armonice văzute în nodurile rețelei. Metoda variabilelor de stare a fost folosită pentru stabilirea frecvențelor de rezonanță armonică văzută într-o secțiune oarecare a unei linii electrice aeriene de transport [rev_10], [ConISI_2,9], dar și a unei rețele de distribuție [rev_11], [ConISI_12], conținând instalații de compensare-filtrare [ConI_10].

Tot din categoria metodelor analitice de determinare a impedanței armonice, face parte o metodă originală, dezvoltată cu scopul aplicării în cazul rețelelor ce conțin linii electrice lungi, pentru a permite considerarea distribuției uniforme de-a lungul acesteia a parametrilor echivalenți, longitudinali și transversali. Această metodă utilizează elemente din teoria cuadripolului, mai precis expresia analitică a impedanței de intrare a unui cuadripol. Iar cuadripolul considerat corespunde schemei echivalente monofazate cu parametrii distribuiți, de secvență pozitivă, a unei linii electrice trifazate. Modelul matematic și rezultatele aplicării lui în cazul unor linii electrice aeriene de transport sunt prezentate în lucrările [ConISI_9,14].

Toate metodele analitice conduc la precizii de determinare a impedanței armonice care sunt puternic dependente de modelarea armonică a elementelor de rețea și a sarcinilor. Mai mult decât atât, în cazul unor rețele cu configurații complexe, conținând foarte multe elemente, așa cum sunt rețelele reale, metodele devin dacă nu imposibil, atunci extrem de greu de aplicat. De aceea, în literatura de specialitate se constată o concentrare a eforturilor cercetătorilor pentru determinare a impedanțelor rețelelor reale, prin metode bazate pe măsurători efectuate în rețea.

Una dintre numeroasele metode de acest fel, pe care am utilizat-o și în cercetările noastre, este metoda variației, aplicată într-o variantă originală, în combinație cu o procedură de selecție a datelor înregistrate în rețea. Metoda variației permite determinarea impedanței armonice a rețelei prin folosirea tensiunilor armonice și curenților armonici, măsurate în două stări de regim permanent al rețelei, cea anterioară respectiv cea ulterioară unei schimbări de stare. Această metodă este descrisă în detaliu în cadrul secțiunii alocate Direcției tematice 4. Modelul matematic și rezultatele aplicării ei într-o rețea reală sunt prezentate în articolul [ConI_19].

Poate fi amintită aici și o metodă originală de anticipare a efectelor instalării (conectării) unei baterii de condensatoare într-un nod al unei rețele poluate armonic. O astfel de operație nu poate fi permisă fără a fi precedată de o operație de verificare a posibilității ca circuitul echivalent LC paralel care se formează are frecvența de rezonanță de valoare apropiată de valoarea unuia dintre curenții armonici importanți existenți în rețea. Într-o astfel de situație, ca urmare a valorilor mari ale impedanței armonice echivalente, mult mai mari decât anterior instalării bateriei de condensatoare, se produc căderi de tensiuni armonice mărite și deci amplificarea regimului deformant în tensiuni. În același timp, elementele echivalente transversale ale rețelei vor fi parcurse de curenți armonici de valori efective mult mai mari decât în situația anterioară. Bateriile de condensatoare vor simți același efect, care poate duce la o suprasolicitare termică și deci distrugerea acestora. Acestea sunt motivele pentru care se impune cunoașterea și estimarea cantitativă cu anticipație a acestor

efecte secundare ale instalării bateriei de condensatoare, bineînțeles, urmate de decizia de conectare sau renunțare la conectare. Metoda de anticipare a acestor efecte este de fapt o aplicare inversă a metodei variației, într-o situație în care, se cunosc tensiunile armonice și curenții armonici din starea anterioară comutației, se cunosc impedanța armonică a rețelei și a bateriei de condensatoare ce urmează a fi conectată, determinându-se prin calcul tensiunea armonică și curentul armonic prin bateria de condensatoare ce urmează să se producă după conectare. Modelul matematic al metodei și rezultatele obținute în studii de caz au fost publicate în articolele [ConISI_3,7].

7. Echilibrarea sarcinii rețelelor trifazate prin compensare reactivă dezechilibrată

Regimurile permanente nesimetrice de funcționare a rețelelor electrice trifazate sunt cauzate în principal de dezechilibrele sarcinilor. Problematika aferentă acestui regim se încadrează în cea generală a calității energiei electrice dar, având în vedere importanța pe care o are subiectul echilibrării sarcinilor dezechilibrate prin compensare reactivă transversală dezechilibrată în rezultatele activității mele de cercetare, i-am acordat un spațiu distinct în această prezentare.

Problema generală a rețelelor trifazate având configurații particulare și sarcini dezechilibrate particulare este întâlnită în toate cursurile de circuite electrice trifazate. Am abordat-o și noi în articolul [ConN_13] în care, modelele matematice teoretice au fost însoțite de studii de caz efectuate cu instrumentul software de modelare Matlab-Simulink. În lucrare se arată că există structuri particulare ale receptorului trifazat nesimetric care determină fie ca tensiunile simple la bornele sale să fie nesimetrice în timp ce curenții pe fazele acestuia sunt echilibrați, fie ca tensiunile simple la bornele sale să fie simetrice, în timp ce curenții sunt dezechilibrați. Se tratează cazul particular al receptorului trifazat în conexiune Δ , care, având numai elemente echivalente reactive de circuit (reactanțe (susceptanțe) inductive și capacitive) a căror sumă algebrică este nulă, deși este alimentat cu un set simetric de tensiuni de succesiune pozitivă, determină pe fazele rețelei formarea unui set simetric de curenți, de succesiune negativă. Dimensionarea acestui receptor se poate face astfel încât acest set de curenți să fie egal cu setul trifazat corespunzător componentelor de secvență negativă din curenții unei sarcini trifazate dezechilibrate oarecare. Receptorul în conexiune Δ poate îndeplini astfel funcția de compensator de echilibrare.

Modelul matematic al echilibrării sarcinilor dezechilibrate ale rețelelor trifazate prin compensare reactivă dezechilibrată este prezentat într-o serie de lucrări, alături de confirmarea prin modelare software respectiv determinări experimentale a corectitudinii lui [C_2], [rev_2,3], [ConISI_1], [ConBDI_3], [ConI_1]. Modelul matematic conduce la relațiile de legătură dintre valorile susceptanțelor din componența compensatoarelor și componentele active și reactive ale curenților de pe fazele sarcinii, relații care pot fi utilizate la dimensionarea compensatoarelor, dar și relațiile de legătură dintre curenții de pe fazele compensatorului și cei de pe fazele sarcinii, relații care pot fi implementate în sistemul de control al unui compensator automat adaptabil la variația sarcinii, de tip SVC (Static VAR Compensator). Sunt luate în considerare ambele variante constructive de rețea trifazată: cu trei respectiv patru conductoare.

Criteriile de dimensionare aplicate au condus la compensatoare reactive conținând atât bobine cât și baterii de condensatoare. Prezența bobinelor de mare putere determină însă costuri mărite, inclusiv în cazul construcției unui compensator automat cu susceptanțe variabile. Astfel s-a născut ideea renunțării la bobine și dimensionarea compensatoarelor din condiția utilizării numai a bateriilor de condensatoare. Soluția este una mai ieftină inclusiv ca urmare a simplificării reglajului automat, care se poate obține prin comutația unor trepte ale bateriilor de condensatoare. Aceste caracteristici au condus la propunerea unei soluții constructive de compensator capacitiv inteligent, destinat instalării într-o rețea inteligentă și care poate avea trei funcții: îmbunătățirea factorului de putere (prin compensare componentelor reactive ale curenților de secvență pozitivă), echilibrarea sarcinii (prin compensarea totală sau parțială a componentelor de secvență negativă și zero ale curenților de sarcină dar și funcția de anticipare a producerii de rezonanțe paralel [ConI_21]. Modelul matematic al unui compensator capacitiv dezechilibrat precum și rezultatele unor studii de caz și determinări experimentale care confirmă corectitudinea lui, sunt prezentate în articolele [revISI_2,3], [ConISI_19], [ConBDI_1].

Modelele matematice aferente dimensionării și funcționării unui compensator reactiv dezechilibrat respectiv a variantei sale sub forma unui compensator capacitiv dezechilibrat, au fost prezentate în detaliu în cadrul secțiunii referitoare la Direcția tematică 2.

8. Instrumentație virtuală pentru măsurarea, monitorizarea și analiza regimurilor de funcționare a rețelelor electrice

În activitatea de cercetare, prezența unor instrumente software specifice, pentru implementarea și validarea modelelor matematice, este indispensabilă. Așa cum se poate constata din prezentarea rezultatelor studiilor de caz, cele mai des utilizate astfel de instrumente au fost Power World, Mathcad, Matlab-Simulink și LabView.

Acesta din urmă a avut de fapt o dublă utilizare. Pe de o parte a fost un excelent instrument didactic, care a permis punerea în practică a multor cunoștințe teoretice referitoare la sistemele de achiziții și prelucrări de date respectiv procesarea semnalelor și pe de altă parte a facilitat implementarea unor funcții specifice analizei rețelelor electrice trifazate. LabView este un mediu de programare grafică, fiind conceput drept componentă software a unui binom în care componenta hardware este furnizată de aceeași companie (National Instruments). Cele două formează nu numai un instrument util în activitatea didactică și de cercetare dar este în același timp foarte atractiv pentru studenți, obișnuiți cu realitatea virtuală în tot mai multe activități.

Cu ajutorul acestui ansamblu am realizat și pus în practică instrumente virtuale cu funcții complexe, similare cu ale analizoarelor de rețea profesionale ([ConBDI_4], [revBDI_1]) sau construcția unor instrumente în care am implementat metode de calcul dezvoltate teoretic, cum ar fi cele destinate determinării impedanțelor armonice ([ConI_20]) sau clasificării golurilor de tensiune ([ConISI_13]).

9. Soluții noi de proiectare, construcție și exploatare a rețelelor electrice

O primă serie de studii au fost dedicate tehnologiei de construcție și exploatare a liniilor electrice aeriene de medie tensiune cu conductoare izolate. Au fost studiate variantele constructive [rev_9], [ConN_8] și s-au analizat soluțiile tehnice privind protecția acestor linii împotriva supratensiunilor de origine atmosferică [ConI_4,7]. Cercetările au urmărit clarificarea condițiilor tehnice impuse liniilor electrice aeriene de medie tensiune, construite cu conductoare multifilare Al-OL, preizolate cu polietilenă, care erau și sunt încă într-o fază incipientă de aplicare în rețelele din România. Studiile s-au concentrat în principal pe condițiile tehnice impuse conductoarelor preizolate și apoi pe verificarea prin determinări de laborator în cadrul Catedrei de Electroenergetică a Facultății de Electrotehnica din Timișoara, a îndeplinirii acestora de către S.C. Pirelli S.A. Slatina, cel mai mare producător de astfel de conductoare din România. Rezultatele cercetărilor au condus la modificarea de către producător a unuia dintre parametrii importanți impuși izolației din polietilenă și la întocmirea unui caiet de sarcini pe baza căruia să se facă cererile de ofertă ale beneficiarilor și recepția calitativă a conductoarelor. O bună parte a lucrărilor au fost executate în cadrul contractului de consultanță *Expertiza performanțelor tehnice ale conductorului preizolat tip OAC2X și a conformității calității execuției acestuia cu normele interne și internaționale*, contract nr. 576/23.10.2000, S.C. Electrica S.A., S.D. Râmnicu Vâlcea.

O a doua serie de studii, considerate semnificative, au fost dedicate soluțiilor neconvenționale de electrificare a zonelor cu consumatori mici și dispersați [ConI_15,16]. Reducerea efortului investițional pentru electrificarea consumatorilor aflați în zone izolate se poate face prin introducerea unei trepte suplimentare de tensiune normalizată, cea de 1 kV, respectiv prin utilizarea de transformatoare de medie tensiune pe joasă tensiune și linii de medie tensiune monofazate. De asemenea un rol important revine transformatoarelor de puteri mici și foarte mici, pentru alimentarea individuală sau a unor grupuri mici de consumatori. În lucrările precizate mai sus, am prezentat rezultatele unor studii care stabilesc configurațiile optime ale 11 variante de soluții neconvenționale de extensii ale rețelelor existente, rezultate din determinarea lungimilor limită impuse de pierderile maxime admisibile de tensiune respectiv de sensibilitatea protecțiilor față de curenții de defect, pentru fiecare pereche de valori ale variabilelor distanță-sarcină.

Activitățile didactice și de cercetare le-am derulat pe fondul unei conexiuni permanente cu mediul economic, cu companiile din domeniu. Așa cum am arătat deja, o bună parte dintre subiectele de cercetare s-au dezvoltat în urma solicitărilor unor astfel de companii, ce doreau sprijin din partea mediului universitar la rezolvarea unor probleme punctuale.

Personal am participat la rezolvarea a peste 20 de granturi de cercetare câștigate în competiții naționale, contracte de cercetare sau consultanță cu companii de profil energetic sau granturi de formare profesională, la șase dintre acestea fiind director de proiect.

Prezint mai jos o listă cu cele mai semnificative contracte de cercetare, pentru o parte dintre ele putându-se recunoaște temele de cercetare descrise mai sus.

Contracte de cercetare/consultanță cu valoare de minim 2000 € - Director de proiect

1. *Probe și măsurători privind comportamentul în exploatare a rețelelor de distribuție ce conțin PT monofazate 20/0,23 kV, în vederea omologării acestora ca soluție de alimentare din rețelele S.C. ELECTRICA S.A., Contract nr. 1155/25.07.2003, 3195 € S.C. Electrica Banat S.A., Sucursala D.F.E.E. Deva;*
2. *Studiu privind impactul racordării viitoarelor centrale electrice fotovoltaice Peciu Nou (4,94 MW) și Covaci (4 MW) asupra regimurilor de funcționare a rețelei Enel Distribuție Banat, Contract nr. 66/13.06.2012, 3893 € S.C. Conselectrificarea Instal S.R.L.;*
3. *Expertiza tehnică privind identificarea caracteristicilor tehnice ale infrastructurii subterane din zona Fortuna a Municipiului Arad, Contract nr. 71/10.08.2017, 5948 €, Enel Distribuție Banat;*

Contracte de cercetare/consultanță cu valoare de minim 2000 € - membru în echipă

4. *Studiu privind alimentarea serviciilor proprii ale stațiilor RET din terțiarul AT, Contract nr. 972/20.09.2002, 4799 €, Compania Națională Transelectrica S.A. București;*
5. *Sistem expert pentru prognoza pe termen scurt a consumului de energie electrică, Contract nr. 1144/2003, 3195 €, S.C. Electrica S.A. București;*
6. *Prognoza pe termen mediu a consumului de energie electrică, Contract nr. 1143/2003, 5325 € S.C. Electrica S.A. București;*
7. *Soft prognoză consum energie, Contract nr. 40/2004, 2961 € S.C. FDFEE Electrica Dobrogea S.A.;*

Granturi/proiecte naționale câștigate prin competiție – Director proiect

8. *Model experimental pentru un compensator capacitiv automat destinat îmbunătățirii factorului de putere și echilibrării sarcinii în rețelele electrice de distribuție de joasă tensiune, (acronim - CAEREDJT), Program Parteneriate, Contract nr. 48/01.07.2014, 90000 € UEFISCDI;*
9. *Micro-sistem SCADA pentru managementul distribuției energiei electrice, bazat pe o rețea de comunicații radio de tip LoRaWAN, (acronim PowerLORA), Program Cecuri de inovare, Contract nr. 1CI/2017, 10741 € UEFISCDI;*

Granturi/proiecte naționale câștigate prin competiție – membru în echipă

10. *Studiu teoretic și experimental privind modelarea armonică a unui consumator industrial. Stadiul actual al modelării armonice a consumatorului electric complex, Grant ANSTI, Contract nr. GR 6153/2000, 1854 € ANSTI;*
11. *Cercetări privind monitorizarea și analiza efectelor poluante ale instalațiilor de transport al energiei electrice, Program MENER - Mediu, Energie, Resurse – PNCDI, Contract nr. 419/20.09.2004, 8635 € Ministerul Educației și Cercetării;*
12. *Noi metode, tehnologii ecologice și concepte de soluții aplicabile conform standardelor europene de creștere a calității energiei electrice, Programul CEEX - Cercetare de Excelență 2005-2008, Contract nr. 100/2005, 16292 € CNCSIS;*
13. *Echipament modular pentru monitorizarea golurilor de tensiune, Program Cecuri de inovare, Contract nr. 108CI/19.07.2012, 10884 € UEFISCDI.*

În continuarea acestui prim capitol, conținând o prezentare generală a direcțiilor de cercetare abordate și a rezultatelor obținute în activitatea mea de cercetare, voi prezenta într-un format extins, cel mai importante rezultate ale activității mele de cercetare, obținute la subiectele de cercetare care mă reprezintă.

Acestea au fost grupate pe următoarele patru

Direcții tematiche de importanță majoră:

1. Transfigurarea rețelelor electrice de distribuție.

- metode de echivalare destinate optimizării regimului normal de funcționare prin minimizarea pierderilor de putere și energie activă (CPT) respectiv optimizarea valorilor efective ale tensiunilor în nodurile consumatoare;

2. Echilibrarea sarcinilor rețelelor electrice de distribuție trifazate prin compensare reactivă transversală dezechilibrată.

- compensarea capacitivă dezechilibrată în rețelele trifazate cu patru conductoare;

3. Evaluarea nesimetriilor de impedanță în rețelele electrice trifazate și a efectelor acestora.

- LEA trifazate de înaltă tensiune, netranspuse;

4. Evaluarea impedanțelor armonice în rețelele electrice poluate armonic și a efectelor acestora:

- 4.1. Utilizarea impedanței armonice a rețelei la studiul compensării capacitive transversale în prezența regimului nesinusoidal;
- 4.2. Determinarea analitică și numerică și experimentală a impedanței armonice văzute în nodurile unei rețele electrice de distribuție;
 - metoda matricei admitanțelor armonice nodale;
 - metoda matricei variabilelor de stare;
- 4.3. Determinarea experimentală a impedanței armonice văzute în nodurile unei rețele electrice de distribuție;
 - metoda variației aplicată prin folosirea instrumentației virtuale;
- 4.4. Determinarea analitică și numerică a impedanței armonice văzute în secțiunile unei linii electrice trifazate:
 - metoda impedanțelor de intrare ale cvadripolilor echivalenți.

Direcția tematică 1. Transfigurarea rețelelor electrice de distribuție

D1.1 Rezultate ale cercetărilor privind metodele de transfigurare a rețelelor electrice

Optimizarea regimurilor de funcționare a rețelelor electrice de distribuție este o problemă complexă, de mare dificultate, caracteristici datorate a două categorii de motive. Pe de o parte este vorba de numărul mare de elemente componente, reflectat în numărul mare de noduri și de laturi din circuitul electric echivalent, ceea ce face ca metodele convenționale de calcul al circulației de puteri să solicite resurse importante. În plus, din cauza faptului că pentru majoritatea liniilor electrice componente raportul R/X are valori ridicate, metodele amintite ridică deseori probleme de convergență. Din acest motiv, eforturile specialiștilor s-au concentrat în mare măsură asupra găsirii de versiuni modificate ale metodelor convenționale, respectiv de tehnici de simplificare a calculului circulației de puteri, având la bază proprietățile caracteristice principale ale rețelelor de distribuție: schema radială (arborescentă) de funcționare și posibilitatea neglijării parametrilor echivalenți transversali ai liniilor electrice. În [D1_1-5] sunt prezentate o parte dintre aceste metode și tehnici.

Pe de altă parte, dificultatea calculului circulației de puteri și a aplicării unor metode de optimizare bazate pe modele matematice sau pe tehnici ce aparțin inteligenței artificiale [D1_5], este sporită de configurația complexă a rețelelor electrice de distribuție, buclată sau strâns buclată, chiar în condițiile păstrării unei funcționări radiale. Pentru depășirea acestei dificultăți, în literatura de specialitate se întâlnesc numeroase încercări de simplificare, orientate în principal pe reducerea rețelei reale complexe la o rețea echivalentă, având o structură simplă, pe care să se poată aplica mai ușor analize sau metode de optimizare a regimurilor de funcționare.

Un exemplu în acest sens poate fi considerată metoda propusă în [D1_6] pentru reglarea optimală a tensiunii într-o rețea de distribuție având o configurație complexă. Conform acestei metode, valoarea optimă a tensiunii pe barele stației de transformare coborâtore ce alimentează rețeaua în cauză, se stabilește pe baza valorii optime a tensiunii într-un nod al rețelei numit *nod caracteristic* sau *reprezentativ*, a cărui distanță electrică echivalentă față de barele stației de alimentare este denumită *impedanță imagine*. Aceasta este de fapt impedanța echivalentă a unei linii fictive, ce leagă nodul caracteristic de sursă, linie parcursă de întreaga sarcină a rețelei. Componentele activă și reactivă ale acestei impedanțe se determină din condiția de minimizare a unui indicator de calitate a tensiunii, determinat analitic pentru nodul caracteristic.

Tot aici poate fi citat articolul [D1_7] în care sunt prezentate două metode de reducere a unui fider de configurație complexă, ce alimentează mai multe sarcini, la un singur nod consumator în care este conectată întreaga sarcină a rețelei, nod ce este legat la sursă printr-o linie electrică echivalentă fictivă. Lungimea acesteia se calculează în mod diferit dacă se dorește echivalarea din punct de vedere al căderii maxime de tensiune, respectiv al pierderilor totale de putere activă de pe fiderul în cauză.

O metodă hibridă de echivalare, valabilă simultan pentru ambele criterii, se prezintă în [D1_8], cu observația că sarcina rețelei este distribuită în două noduri alimentate prin același fider fictiv, unul dintre acestea fiind plasat la sfârșitul rețelei.

În [D1_9] se prezintă o metodă similară cu cea anterioară, îmbunătățită, cel de-al doilea nod consumator de pe fiderul fictiv fiind introdus pentru a permite efectuarea unei corecții care să facă echivalarea valabilă pentru ambele criterii, putând avea caracter de consumator sau sursă, după caz.

Reducerea la o singură linie fictivă ce alimentează sarcina totală a unui fider, de data aceasta pentru a obține o echivalare cu ajutorul căreia se evaluează stabilitatea tensiunii sau se pot detecta eventuale colapsuri de tensiune în rețeaua reală, este prezentată în [D1_10].

Secțiunea de față prezintă o parte din contribuțiile originale ale autorului la această temă importantă de cercetare destinată găsirii de modele matematice care să permită depășirea dificultăților determinate de configurațiile complexe ale rețelelor de distribuție și astfel să conducă la micșorarea considerabilă a efortului de calcul necesar aplicării metodelor de optimizare.

Mai precis, se definește un concept original prin care un distribuitor al unei rețele de distribuție reale, având o configurație arborescentă oricât de complexă, poate fi înlocuit printr-o rețea fictivă, având o configurație radială simplă, în care fiecare nod consumator este alimentat printr-o linie individuală. Echivalarea obținută astfel este valabilă fie din punct de vedere al căderilor de tensiune fie din cel al pierderilor de putere activă, existând și un caz particular în care echivalarea este valabilă conform ambelor criterii. Secțiunea prezintă modul original de obținere a relațiilor pentru calculul parametrilor liniilor

electrice ale celor două rețele echivalente, demonstrând apoi valabilitatea acestora pe un studiu de caz. Aceste rețele fictive vor putea fi folosite apoi la rezolvarea rapidă a problemelor de optimizare ale regimurilor de funcționare ale rețelei reale.

D1.2 Metodă de echivalare din punct de vedere al căderilor de tensiune

Problema constă deci în găsirea valorilor parametrilor echivalenței pentru liniile electrice ale rețelei fictive, astfel încât aceasta să aibă același comportament din punct de vedere al căderilor de tensiune produse între sursă și nodurile consumatoare ca și rețeaua reală, mai precis astfel ca în rețeaua echivalentă nodurile consumatoare să aibă aceeași tensiune ca în rețeaua reală, atât ca valoare efectivă cât și ca unghi de defazaj.

Pentru demonstrația relațiilor de calcul aplicabile unui distribuitor cu configurație radială arborescentă oarecare (fig. D1_1.a), se consideră cazul simplificat al unui distribuitor radial fără ramificații (fig. D1_1.b). Deoarece nodurile de interes sunt de obicei noduri consumatoare, aflate întotdeauna la periferia rețelei, vom aborda cazul nodului consumator oarecare n . De altfel orice configurație arborescentă poate fi redusă la cea din figura D1_1.b, (prin înlocuirea ramificațiilor cu puterile activă și reactivă ce pleacă din ax pe derivații) astfel încât orice nod consumator să apară pe o poziție similară cu cea a nodului n . Această transformare este necesară pentru a evidenția căderile de tensiune și pierderile de putere ce se produc în rețeaua din amonte de nodul consumator de interes (pe calea de alimentare a acestuia) și stă la baza metodelor propuse în acest articol.

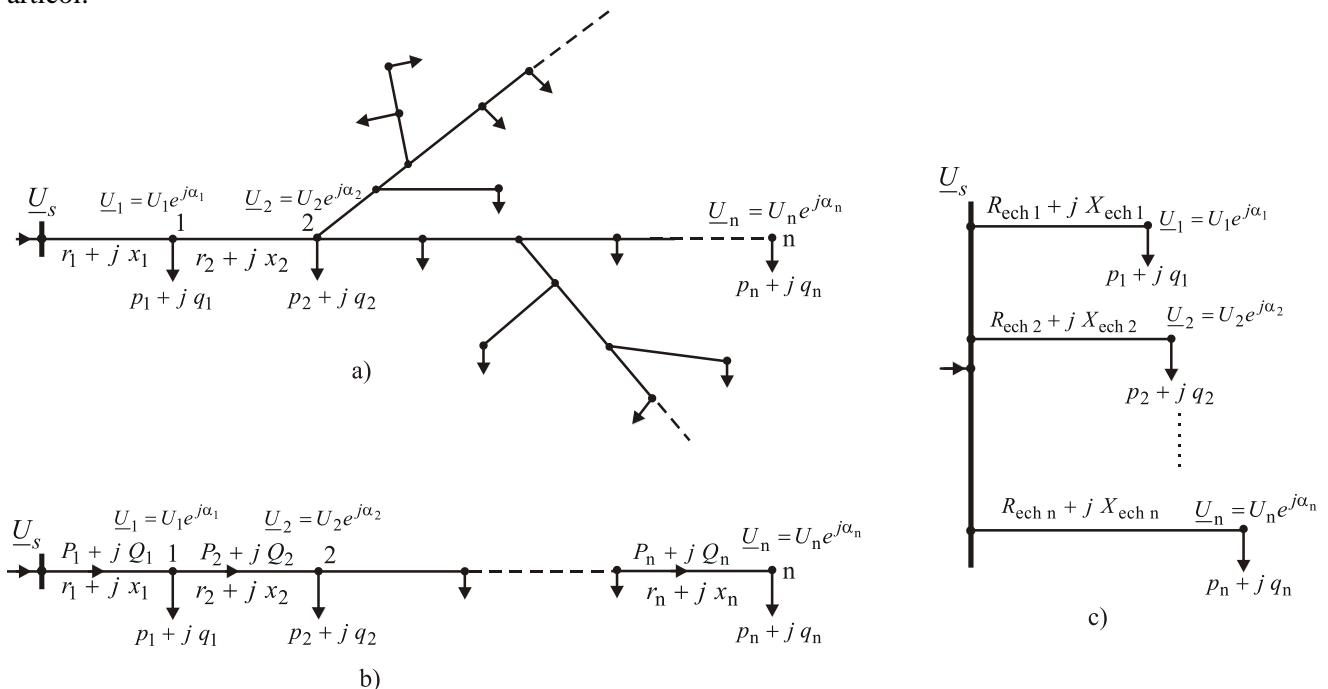


Fig. D1_1. Rețea de distribuție arborescentă oarecare:

a) schema reală; b) schema radială redusă (fără ramificații); c) schema radială simplă echivalentă.

Notățiile folosite în prezentarea modelului matematic au următoarele semnificații:

$\underline{z}_l = r_l + j \cdot x_l$ - impedanța inductivă longitudinală echivalentă a liniei de indice l , cu cele două componente, rezistivă și reactivă, Ω ;

$\underline{I}_l = I_{al} - j \cdot I_{rl}$ - curentul ce circulă pe linia de indice l cu componentele activă și reactivă, A;

$\underline{S}_l = P_l + j \cdot Q_l$ - puterea aparentă ce circulă pe linia de indice l cu componentele activă și reactivă, VA;

$\Delta \underline{U}_l = \Delta U_l + j \cdot \delta U_l$ - căderea de tensiune produsă pe linia de indice l , cu componentele longitudinală și transversală, în valori înălțuite, V;

$\underline{s}_n = p_n + j \cdot q_n$ - puterea aparentă a sarcinii de indice n , cu componentele activă și reactivă, VA;

$\underline{Z}_{n\ ech} = R_{n\ ech} + j \cdot X_{n\ ech}$ - impedanța inductivă longitudinală echivalentă a liniei fictive asociate nodului consumator de indice n , cu cele două componente, rezistivă și reactivă, Ω ;

U_l, U_n - tensiunea înălțuită la sfârșitul liniei de indice l , respectiv în nodul de indice n ;

- φ_l, φ_n - unghiurile de defazaj între fazorul tensiunii de fază și cel al curentului ce circulă pe linia de indice l respectiv al fazorului curentului absorbit de consumatorul de indice n , °;
- α_n - unghiul de defazaj dintre fazorul tensiunii la sursă și fazorul tensiunii la bornele consumatorului de indice n °.

Căderea de tensiune produsă între sursă și nodul n , se poate scrie ca sumă a căderilor de tensiune produse pe tronsoanele ce fac parte din calea de alimentare (fig. D1_1.b):

$$\Delta \underline{U}_n = \sum_{l=1}^n \Delta \underline{U}_l \approx \sum_{l=1}^n \Delta U_l + j \sum_{l=1}^n \delta U_l = \Delta U_n + j \cdot \delta U_n \quad (D1_1)$$

unde:

$$\Delta U_l = \frac{P_l \cdot r_l + Q_l \cdot x_l}{U_l}, \quad \delta U_l = \frac{P_l \cdot x_l - Q_l \cdot r_l}{U_l} \quad (D1_2)$$

În relațiile de mai sus scrierea puterilor pentru fiecare tronson (considerate la sfârșitul acestora) s-a făcut prin raportare la planul complex, tensiunea de referință (cea din nodul de la sfârșitul tronsonului) fiind plasată în axa reală.

În rețeaua echivalentă (fig. D1_1c), sarcina n produce căderea de tensiune:

$$\Delta \underline{U}_{n \text{ ech}} = \frac{1}{U_n} [(p_n R_{n \text{ ech}} + q_n X_{n \text{ ech}}) + j(p_n X_{n \text{ ech}} - q_n R_{n \text{ ech}})] \quad (D1_3)$$

Necunoscutele $R_{n \text{ ech}}$ și $X_{n \text{ ech}}$ se obțin prin rezolvarea sistemului de două ecuații liniare cu două necunoscute, construit prin egalarea părților reale respectiv imaginare din relațiile (D1_3) respectiv (D1_1):

$$\begin{cases} \frac{p_n}{U_n} R_{n \text{ ech}} + \frac{q_n}{U_n} X_{n \text{ ech}} = \Delta U_n \\ \frac{p_n}{U_n} X_{n \text{ ech}} - \frac{q_n}{U_n} R_{n \text{ ech}} = \delta U_n \end{cases} \quad (D1_4)$$

Rezultă:

$$\begin{aligned} R_{n \text{ ech}} &= U_n \frac{p_n \cdot \Delta U_n - q_n \cdot \delta U_n}{p_n^2 + q_n^2}, \\ X_{n \text{ ech}} &= U_n \frac{p_n \cdot \delta U_n + q_n \cdot \Delta U_n}{p_n^2 + q_n^2} \end{aligned} \quad (D1_5)$$

Calculul parametrilor liniilor din rețeaua echivalentă din punct de vedere al căderilor de tensiune se poate face în mai multe situații. Astfel, dacă se cunosc rezultatele calculului exact al circulației de puteri (*varianta 1a*) atunci acestea se pot folosi la obținerea unor valori mai exacte ale parametrilor echivalenți. În cazul în care nu este efectuat acest calcul (*varianta 1b1*) se pot utiliza aproximările obișnuite pentru rețelele electrice de distribuție – valorile tensiunilor în noduri se aproximează cu valoarea tensiunii nominale și valorile puterilor activă respectiv reactivă ce circulă pe o linie se aproximează cu suma puterilor active respectiv reactive a sarcinilor din aval:

$$\underline{U}_1 = \underline{U}_2 = \dots \underline{U}_k = \dots = \underline{U}_n = U_{\text{nom}}, \quad (D1_6)$$

$$P_l = \sum_{m=l}^n p_m, \quad Q_l = \sum_{m=l}^n q_m, \quad (D1_7)$$

Astfel:

$$\begin{aligned} \Delta U_n &= \text{Re}(\Delta \underline{U}_n) \approx \sum_{l=1}^n \Delta U_l \approx \frac{1}{U_{\text{nom}}} \sum_{l=1}^n (P_l \cdot r_l + Q_l \cdot x_l), \\ \delta U_n &= \text{Im}(\Delta \underline{U}_n) \approx \sum_{l=1}^n \delta U_l \approx \frac{1}{U_{\text{nom}}} \sum_{l=1}^n (P_l \cdot x_l - Q_l \cdot r_l), \end{aligned} \quad (D1_8)$$

parametrii echivalenței fiind:

$$R_{n \text{ ech}} \approx U_{\text{nom}} \frac{p_n \cdot \Delta U_n - q_n \cdot \delta U_n}{p_n^2 + q_n^2} \quad X_{n \text{ ech}} \approx U_{\text{nom}} \frac{p_n \cdot \delta U_n + q_n \cdot \Delta U_n}{p_n^2 + q_n^2} \quad (\text{D1}_9)$$

Pentru a evidenția interdependența dintre parametrii echivalenței și parametrii reali ai tronsoanelor, în relațiile (D1_5) se înlocuiesc expresiile (D1_2), grupând apoi termenii în r_l , respectiv x_l . Se obțin:

$$R_{n \text{ ech}} = \sum_{l=1}^n \frac{U_n}{U_l} \frac{(p_n P_l + q_n Q_l)}{p_n^2 + q_n^2} \cdot r_l + \sum_{l=1}^n \frac{U_n}{U_l} \frac{(p_n Q_l - q_n P_l)}{p_n^2 + q_n^2} \cdot x_l$$

$$X_{n \text{ ech}} = \sum_{l=1}^n \frac{U_n}{U_l} \frac{(p_n P_l + q_n Q_l)}{p_n^2 + q_n^2} \cdot x_l + \sum_{l=1}^n \frac{U_n}{U_l} \frac{(q_n P_l - p_n Q_l)}{p_n^2 + q_n^2} \cdot r_l \quad (\text{D1}_{10})$$

Se observă că rezistența liniei echivalente fictive de alimentare a sarcinii n , $R_{n \text{ ech}}$, depinde atât de rezistențele cât și de reactanțele tronsoanelor aflate pe calea de alimentare din rețeaua reală. Ponderile acestora în rezistența echivalentă, depind în principal de puterile active și reactive care circulă pe tronsoane, fiind date prin niște coeficienți, definiți astfel:

$$c_{Rr \text{ ln}} = \frac{U_n (p_n P_l + q_n Q_l)}{U_l (p_n^2 + q_n^2)}, \quad c_{Rx \text{ ln}} = \frac{U_n (p_n Q_l - q_n P_l)}{U_l (p_n^2 + q_n^2)} \quad (\text{D1}_{11})$$

$c_{Rr \text{ ln}}$ poate fi denumit *coeficient de ponderare a rezistenței liniei l aflată pe calea de alimentare a sarcinii n*, la calculul rezistenței echivalente, iar

$c_{Rx \text{ ln}}$ - *coeficient de ponderare a reactanței tronsonului l*, la calculul rezistenței echivalente.

În mod similar se definesc:

$$c_{Xx \text{ ln}} = \frac{U_n (p_n P_l + q_n Q_l)}{U_l (p_n^2 + q_n^2)}, \quad c_{Xr \text{ ln}} = \frac{U_n (q_n P_l - p_n Q_l)}{U_l (p_n^2 + q_n^2)} \quad (\text{D1}_{12})$$

$c_{Xx \text{ ln}}$ - *coeficientul de ponderare a reactanței tronsonului l*, la calculul reactanței echivalente,

$c_{Xr \text{ ln}}$ - *coeficientul de ponderare a rezistenței tronsonului l*, la calculul reactanței echivalente.

Relațiile (D1_10) se pot scrie deci sub forma:

$$R_{n \text{ ech}} = \sum_{l=1}^n (c_{Rr \text{ ln}} \cdot r_l + c_{Rx \text{ ln}} \cdot x_l)$$

$$X_{n \text{ ech}} = \sum_{l=1}^n (c_{Xx \text{ l}} \cdot x_l + c_{Xr \text{ l}} \cdot r_l) \quad (\text{D1}_{13})$$

Se observă că pentru fiecare linie din rețeaua reală sunt valabile egalitățile:

$$c_{Rr \text{ ln}} = c_{Xx \text{ ln}} \quad \text{și} \quad c_{Rx \text{ ln}} = -c_{Xr \text{ ln}} \quad (\text{D1}_{14})$$

Un caz particular al *variantei 1b1* se consideră cel în care se presupune simplificarea suplimentară conform căreia toți consumatorii din rețea au același factor de putere (*varianta 1b2*). În această situație rezultă $c_{Rx \text{ ln}} = c_{Xr \text{ ln}} = 0$, deoarece pe fiecare linie factorul de putere poate fi considerat ca având aceeași valoare:

$$\text{tg} \varphi_n = \frac{q_n}{p_n}, \quad \text{tg} \varphi_l = \frac{Q_l}{P_l} = \frac{q_n}{p_n} = \text{tg} \varphi_n \quad \text{și deci} \quad q_n P_l - p_n Q_l = q_n P_l \left(1 - \frac{\text{tg} \varphi_l}{\text{tg} \varphi_n} \right) = 0.$$

Notând $c_{Rr \text{ ln}} = c_{Xx \text{ ln}} = c_{\Delta U \text{ ln}}$ - denumit *coeficientul de ponderare pentru echivalarea din punct de vedere al căderilor de tensiune*, parametrii echivalenței se pot determina deci cu relațiile:

$$R_{n \text{ ech}} = \sum_{l=1}^n c_{\Delta U l} \cdot r_l \quad \text{și} \quad X_{n \text{ ech}} = \sum_{l=1}^n c_{\Delta U l} \cdot x_l, \quad (\text{D1}_{15})$$

$$\text{în care} \quad c_{\Delta U l} = \frac{p_n P_l + q_n Q_l}{p_n^2 + q_n^2} \quad (\text{D1}_{16})$$

Se observă că pentru *varianta 1b2* rezistența respectiv reactanța echivalentă a liniei fictive ce alimentează sarcina n , depind numai de rezistențele respectiv reactanțele reale ale liniilor (tronsoanelor) de pe calea de alimentare din rețeaua reală. Coeficienții de ponderare a rezistenței și reactanței unui tronson sunt întotdeauna supraunitari, fiind cu atât mai mari cu cât sarcina n este mai mică în raport cu suma celorlalte sarcini alimentate prin tronsonul respectiv. Pentru tronsoanele ce alimentează o singură sarcină, ei devin bineînțeles unitari.

O a patra variantă de calcul al parametrilor echivalenți ai liniilor fictive considerată în această lucrare și notată *varianta 1c*, se stabilește plecând de la observația că, pe baza calculului exact al circulației de puteri, componentele reale și imaginare ale căderii totale de tensiune produse între sursă și un consumator oarecare,

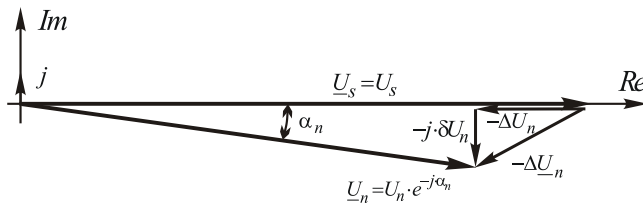


Fig. D1_2. Diagrama fazorială a tensiunilor.

pot fi determinate direct pe baza valorilor efective ale tensiunilor celor două noduri și a defazajului dintre acestea (fig. D1_2). Rezultatele circulației de puteri efectuate pentru regimul normal de funcționare analizat, includ tensiunile nodurilor consumatoare, exprimate prin valorile efective și unghiurile de defazaj față de tensiunea sursei, U_s , (considerată de referință - fig. D1_1.a). Transferând aceste valori în nodurile consumatoare ale rețelei

echivalente (fig. D1_1.c), se pot găsi valorile parametrilor longitudinali echivalenți ai liniilor fictive.

Pentru un nod consumator oarecare alimentat în rețeaua echivalentă prin linia de parametri $R_{n \text{ ech}}$ și $X_{n \text{ ech}}$, tensiunea la borne se poate scrie:

$$\underline{U}_n = \underline{U}_s - \Delta \underline{U}_n = U_s - \Delta U_n - j\delta U_n = U_n e^{j\alpha_n} \quad (\text{D1}_{17})$$

Componentele longitudinale și transversale ale căderii de tensiune produse între sursă și nodul consumator, se pot determina deci folosind relațiile (fig. D1_2):

$$\delta U_n = U_n \sin \alpha_n \quad \text{și} \quad \Delta U_n = U_s - U_n \cos \alpha_n \quad (\text{D1}_{18})$$

Valorile calculate cu relațiile (D1_18) se introduc în relațiile (D1_5) rezultând imediat, cu un volum redus de calcul, valorile parametrilor echivalenți pentru liniile de alimentare ale tuturor nodurilor consumatoare din rețeaua echivalentă.

D1.3 Metodă de echivalare din punct de vedere al pierderilor de putere activă

Parametrii echivalenți ai liniilor rețelei radiale echivalente în configurație simplă trebuie astfel determinați, încât pierderile produse de o sarcină oarecare pe linia unică de alimentare, să fie egale cu cele produse de aceeași sarcină pe calea de alimentare din rețeaua reală, în prezența celorlalte sarcini.

Pentru rezolvarea problemei, ca și în cazul anterior, corespunzător fiecărei sarcini, rețeaua reală arborescentă este redusă la calea de alimentare (fig. D1_1.b).

Se consideră spre exemplificare primul tronson al căii de alimentare al sarcinii n . Egalând pierderea de putere activă produsă de suma sarcinilor alimentate prin acest tronson ($\sum_{k=1}^n s_k \approx \underline{s}_1$) pe rezistența r_1 a tronsonului, cu suma pierderilor produse de sarcinile \underline{s}_k $k = \overline{1, n}$ parcurgând individual niște rezistențe fictive ρ_{1i} , se obține:

$$\frac{p_1^2 + q_1^2}{U_1^2} \rho_{11} + \frac{p_2^2 + q_2^2}{U_1^2} \rho_{12} + \dots + \frac{p_n^2 + q_n^2}{U_1^2} \rho_{1n} = \frac{P_1^2 + Q_1^2}{U_1^2} r_1 \quad (\text{D1}_{19})$$

Egalitatea (D1_19) a putut fi scrisă în condițiile presupunerii aceluiași ipoteze simplificatoare ca mai sus (D1_6,7). Se poate deci scrie:

$$s_1^2 \cdot \rho_{11} + s_2^2 \cdot \rho_{12} + \dots + s_n^2 \cdot \rho_{1n} = (P_1^2 + Q_1^2) \cdot r_1 \quad (\text{D1}_20)$$

Rezistențele fictive ρ_{lk} ($k=1, n$) pot fi puse în legătură cu rezistența reală a tronsonului 1, prin intermediul unor coeficienți de ponderare:

$$\rho_{lk} = c_{lk} \cdot r_1 \quad (\text{D1}_21)$$

Astfel, rezistența echivalentă din punct de vedere al pierderilor, pentru linia electrică unică ce alimentează sarcina k în rețeaua cu configurație arborescentă simplă, va fi suma componentelor ρ_{lk} corespunzătoare tronsoanelor l de pe calea de curent cuprinsă între sursă și nodul consumator k :

$$R_{k \text{ ech}} = \sum_{l=1}^n \rho_{lk} = \sum_{l=1}^n c_{lk} \cdot r_1 \quad (\text{D1}_22)$$

n fiind aici numărul de tronsoane de pe calea de alimentare a consumatorului k .

Pentru rezolvarea problemei trebuie găsită deci rezistența fictivă ρ_{lk} , corespunzătoare pierderii de putere activă produsă de sarcina k ce străbate tronsonul l de pe calea sa de alimentare, în prezența celorlalte sarcini.

Dezvoltând partea dreaptă a relației (D1_20) și grupând corespunzător termenii, se obține:

$$S_1^2 \cdot r_1 = \left(p_1^2 \frac{p_1 + p_2 + \dots + p_n}{p_1} + q_1^2 \frac{q_1 + q_2 + \dots + q_n}{q_1} + p_2^2 \frac{p_1 + p_2 + \dots + p_n}{p_2} + q_2^2 \frac{q_1 + q_2 + \dots + q_n}{q_2} + \dots + p_n^2 \frac{p_1 + p_2 + \dots + p_n}{p_n} + q_n^2 \frac{q_1 + q_2 + \dots + q_n}{q_n} \right) \cdot r_1$$

care mai poate fi pusă sub forma: (D1_23)

$$S_1^2 \cdot r_1 = s_1^2 \cdot \left(\frac{P_1}{p_1} \cdot \cos^2 \varphi_1 + \frac{Q_1}{q_1} \cdot \sin^2 \varphi_1 \right) \cdot r_1 + s_2^2 \cdot \left(\frac{P_2}{p_2} \cdot \cos^2 \varphi_2 + \frac{Q_2}{q_2} \cdot \sin^2 \varphi_2 \right) \cdot r_1 + \dots$$

$$s_k^2 \cdot \left(\frac{P_k}{p_k} \cdot \cos^2 \varphi_k + \frac{Q_k}{q_k} \cdot \sin^2 \varphi_k \right) \cdot r_1 + \dots + s_n^2 \cdot \left(\frac{P_n}{p_n} \cdot \cos^2 \varphi_n + \frac{Q_n}{q_n} \cdot \sin^2 \varphi_n \right) \cdot r_1 \quad (\text{D1}_24)$$

sau:
$$S_1^2 \cdot r_1 = s_1^2 \frac{p_1 P_1 + q_1 Q_1}{s_1^2} \cdot r_1 + s_2^2 \frac{p_2 P_1 + q_2 Q_1}{s_2^2} \cdot r_1 + \dots + s_k^2 \frac{p_k P_1 + q_k Q_1}{s_k^2} \cdot r_1 + \dots + s_n^2 \frac{p_n P_1 + q_n Q_1}{s_n^2} \cdot r_1 \quad (\text{D1}_25)$$

Egalând acum partea dreaptă a relațiilor (D1_24) și (D1_25) cu partea stângă a relației (D1_20) rezultă coeficienții de ponderare ai rezistenței primului tronson:

$$c_{11} = \frac{P_1}{p_1} \cos^2 \varphi_1 + \frac{Q_1}{q_1} \sin^2 \varphi_1 = \frac{p_1 P_1 + q_1 Q_1}{s_1^2}$$

$$c_{12} = \frac{P_1}{p_2} \cos^2 \varphi_2 + \frac{Q_1}{q_2} \sin^2 \varphi_2 = \frac{p_2 P_1 + q_2 Q_1}{s_2^2}$$

$$\vdots$$

$$c_{1k} = \frac{P_1}{p_k} \cos^2 \varphi_k + \frac{Q_1}{q_k} \sin^2 \varphi_k = \frac{p_k P_1 + q_k Q_1}{s_k^2} \quad (\text{D1}_26)$$

$$\vdots$$

$$c_{1n} = \frac{P_1}{p_n} \cos^2 \varphi_n + \frac{Q_1}{q_n} \sin^2 \varphi_n = \frac{p_n P_1 + q_n Q_1}{s_n^2}$$

Generalizând, coeficientul de ponderare a rezistenței tronsonului l , parcurs de sarcina n din aval, ce stabilește interdependența între parametrii liniilor fictive și parametrii liniilor reale, se determină cu expresia:

$$c_{ln} = \frac{P_l}{p_n} \cos^2 \varphi_n + \frac{Q_l}{q_n} \sin^2 \varphi_n = \frac{p_n P_l + q_n Q_l}{s_n^2} = c_{\Delta P l} \quad (\text{D1}_27)$$

Rezultă apoi rezistențele liniilor din rețeaua echivalentă arborescentă simplă (D1_22).

Calculul coeficienților de ponderare definiți în relațiile (D1_26) se poate face atât prin utilizarea rezultatelor calcului exact al circulației de puteri (*varianta 2a*) cât și prin utilizarea simplificărilor (D1_6,7) (*varianta 2b*).

Observații:

- Coeficienții de ponderare utilizați la calculul parametrilor rețelei echivalente din punct de vedere al pierderilor de putere activă au valori foarte apropiate de cei utilizați pentru calculul parametrilor rețelei echivalente din punct de vedere al căderilor de tensiune. Pentru cazul simplificat al aceluiași factor de putere la consumatori, în cazul fiecărui tronson, cei doi coeficienți de ponderare au valori identice (D1_16,27):

$$c_{AUI} = c_{API} \quad (D1_28)$$

- Rețeaua echivalentă din punct de vedere al pierderilor de putere reactivă se determină similar, coeficienții de ponderare pentru calculul reactanțelor echivalente având aceleași valori ca cele ale coeficienților pentru calculul rezistențelor echivalente. Aplicarea lor se poate face însă doar în măsura în care pierderile transversale de putere reactivă (pozitive sau negative) pot fi neglijate. Dacă acest lucru nu poate fi făcut, se poate apela mai întâi la alte metode de reducere.

D1.4 Studiu de caz

Pentru verificarea modelelor matematice aferente metodelor expuse mai sus, se consideră o rețea radială arborescentă, alimentată de pe barele de medie tensiune ale unei stații de transformare, având tensiunea nominală de 20 kV și fiind alcătuită din linii electrice subterane construite cu cabluri de tip A2YSY.

Schema monofilară a rețelei, având 25 de noduri (din care 13 sunt consumatoare) și 24 de laturi, este prezentată în figura D1_3. Valorile parametrilor echivalenți longitudinali ai laturilor rețelei sunt date în tabelul D1_1, iar valorile puterilor active și reactive la consumatori se pot vedea în figura D1_3. Tot aici sunt înscrise tensiunile în nodurile consumatoare, prin valori efective și unghiuri de defazaj față de fazorul tensiunii la sursă și de asemenea valorile pierderilor de putere activă pe liniile rețelei, valori extrase din rezultatele calculului circulației de puteri pentru regimul normal de funcționare, efectuat cu un program specializat [D1_11].

D1.3.1 Echivalarea din punct de vedere al căderilor de tensiune

Pentru compararea rezultatelor, echivalarea din punct de vedere al căderilor de tensiune s-a făcut corespunzător variantelor *1a* și *1c* care folosesc mărimile rezultate din calculul exact al circulației de puteri, respectiv *1b1* pentru care nu sunt necesare rezultatele calculului circulației de puteri. În tabelul D1_2 se prezintă comparativ valorile parametrilor echivalenți R_{ech} respectiv X_{ech} , determinați prin cele trei variante. Cu valorile astfel determinate s-a construit apoi rețeaua echivalentă din punct de vedere al tensiunilor în noduri. În figura D1_4 se prezintă rețeaua echivalentă pentru varianta *1b1*.

Tabelul D1_1. Parametrii echivalenți longitudinali ai laturilor rețelei reale.

Linia	R [Ω]	X [Ω]	Linia	R [Ω]	X [Ω]
NE-2	0,1940	0,1090	12-20	0,1684	0,0784
2-3	0,1836	0,0702	13-14	0,1836	0,0702
2-6	0,1940	0,1090	13-17	0,0916	0,0348
3-c_2	0,2448	0,0936	14-c_7	0,2448	0,0936
c_1-3	0,2740	0,1053	14-c_6	0,1528	0,0585
6-7	0,2448	0,0936	17-c_8	0,1528	0,0585
6-12	0,1204	0,0560	17-c_9	0,2448	0,0936
c_3-7	0,1224	0,0468	c_10-20	0,1224	0,0468
7-9	0,2448	0,0936	20-22	0,1836	0,0702
9-c_5	0,1528	0,0585	20-c_11	0,2752	0,1053
9-c_4	0,2140	0,0819	22-c_13	0,1528	0,0585
12-13	0,1446	0,0702	22-c_12	0,2140	0,0819

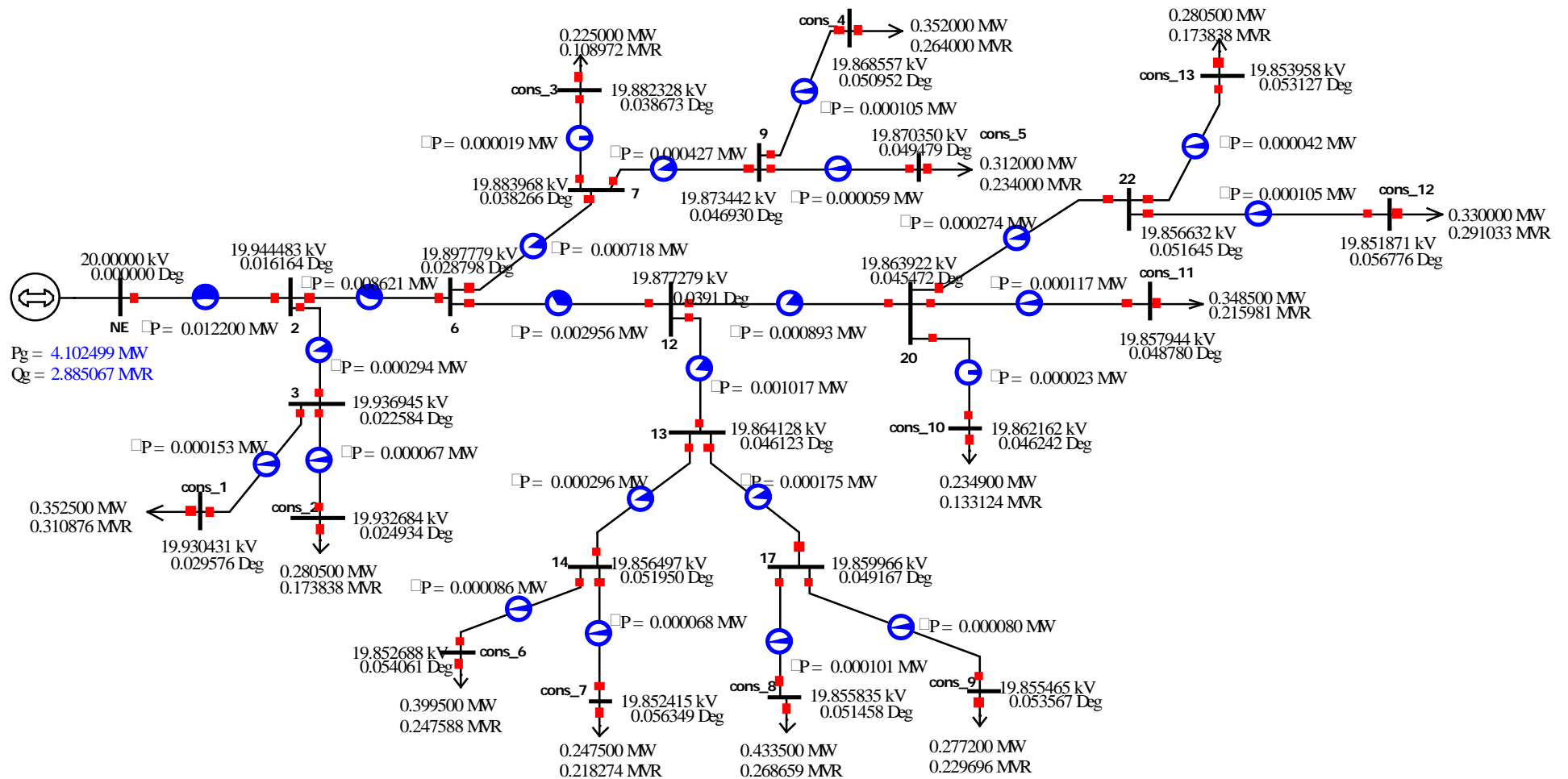


Fig. D1_3. Schema electrică monofilară a rețelei reale studiate și regimul permanent normal de funcționare a acesteia.

Tabelul D1_2. Rezistențele și reactanțele liniilor din rețeaua echivalentă din punct de vedere al căderilor de tensiune.

Linia echivalentă	R_{ech} [Ω]			X_{ech} [Ω]		
	varianta 1a	varianta 1b1	varianta 1c	varianta 1a	varianta 1b1	varianta 1c
1	2,501300	2,496770	2,502347	1,623990	1,618170	1,625177
2	3,732330	3,724190	3,733791	1,696410	1,689180	1,697585
3	8,888690	8,883830	8,885495	3,117250	3,108790	3,117577
4	5,227920	5,229350	5,225749	2,921880	2,918370	2,922006
5	5,810060	5,811150	5,807665	3,262820	3,258580	3,262907
6	5,700750	5,704990	5,703273	2,470910	2,468820	2,603698
7	7,450150	7,456700	7,432486	4,793070	4,791200	4,988735
8	5,135010	5,138150	5,134357	2,277030	2,274780	2,365185
9	6,798010	6,802980	6,788463	4,163230	4,160730	4,295431
10	9,404480	9,407370	9,399176	3,936340	3,930710	3,971302
11	6,280680	6,284010	6,276967	2,847930	2,844880	2,926747
12	5,607480	5,612580	5,597076	3,600500	3,599240	3,752742
13	8,041550	8,047140	8,048260	3,519310	3,516170	3,684821

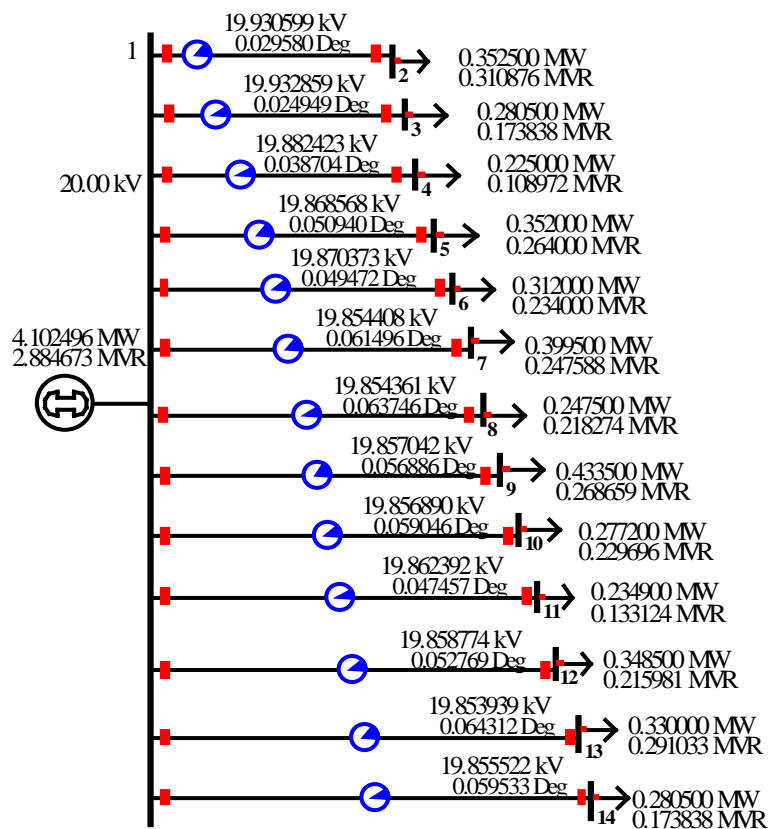


Fig. D1_4. Rețeaua echivalentă din punct de vedere al căderilor de tensiune (varianta 1b1).

În urma analizei rezultatelor se constată o foarte bună echivalare din punct de vedere al valorilor efective ale tensiunilor în nodurile consumatoare, eroarea maximă fiind de aproximativ 0,1%. Din punct de vedere al unghiurilor de defazaj erorile sunt mai mari (maxim 13,8%), ca urmare a valorilor foarte mici în unități absolute ale unghiurilor de defazaj. Varianta 1c s-a dovedit a fi în acest caz cea mai bună, conducând la erori maxime de 0,0003% pentru valori efective respectiv 0,74% pentru unghiuri.

D1.3.2 Echivalarea din punct de vedere al pierderilor de putere activă

Parametrii liniilor din rețeaua fictivă, echivalentă din punct de vedere al pierderilor de putere activă produse de sarcini pe calea de alimentare, sunt prezentați în tabelul D1_3. Variantele de calcul sunt cele definite mai sus: 2a – folosind rezultate ale calculului circulației de puteri, respectiv 2b – calcul aproximativ, ce nu solicită rezultatele calculului circulației de puteri. Cu parametrii astfel calculați s-a construit rețeaua echivalentă pentru ambele variante. Tot în tabelul D1_3 sunt prezentate pierderile de putere activă pe fiecare linie echivalentă în parte, extrase din calculul circulației de puteri în rețeaua echivalentă. În acest fel se poate deci determina aportul la aceste pierderi al fiecărui consumator, lucru deosebit de util în multe aplicații practice.

Tabelul D1_3. Rezistențele liniilor rețelei echivalente din punct de vedere al pierderilor de putere activă și pierderile produse pe acestea.

Linia	Varianta			
	2a		2b	
	R [Ω]	ΔP [kW]	R [Ω]	ΔP [kW]
1	2,6440	1,470	2,6307	1,463
2	3,6300	0,995	3,6105	0,990
3	8,2311	1,301	8,1904	1,295
4	5,3381	2,618	5,3149	2,606
5	5,9339	2,286	5,9077	2,276
6	5,5736	3,124	5,5502	3,110
7	7,9288	2,190	7,8964	2,181
8	5,0180	3,311	4,9965	3,296
9	7,1243	2,341	7,0945	2,331
10	9,0032	1,664	8,9627	1,656
11	6,1405	2,618	6,1139	2,606
12	5,9709	2,932	5,9467	2,919
13	7,8652	2,173	7,8319	2,163

În tabelul D1_4 se prezintă pierderile totale de putere activă în rețeaua reală și în rețelele fictive echivalente din punct de vedere al pierderilor de putere activă, respectiv erorile de echivalare, pentru ambele variante. Se constată obținerea unor erori de echivalare foarte mici, sub 0,5%, ceea ce confirmă corectitudinea modelului matematic.

Tabelul D1_4. Pierderile totale de putere activă în rețeaua reală și în rețelele echivalente din punct de vedere al pierderilor de putere activă, respectiv erorile de echivalare.

Varianta		ΔP [kW]	$\varepsilon_{\Delta P}$ [%]
Rețeaua reală		28,89857	-
Rețeaua echivalentă	2a	29,02150	0,425
	2b	28,89297	-0,019

D1.5 Concluzii

Plecând de la idea eliminării dificultății introduse de configurația arborescentă în problemele de optimizare a regimurilor de funcționare a rețelelor electrice de distribuție, în secțiunea de față este propus un concept original de echivalare a unei astfel de rețele, având o configurație radială arborescentă oricât de complexă, printr-o rețea formată numai din nodul sursă și nodurile consumatoare, legate de acesta prin linii electrice individuale fictive.

Echivalarea se poate face fie din punct de vedere al căderilor de tensiune fie din punct de vedere al pierderilor de putere activă, ambele determinate pe calea de alimentare a fiecărui consumator. Lucrarea prezintă modul de determinare și relațiile originale pentru calculul parametrilor echivalenți corespunzători celor două tipuri de echivalări și definește niște coeficienți de ponderare originali, care stabilesc legătura între parametrii liniilor electrice reale și cei ai liniilor electrice fictive.

Altfel spus, această metodă permite ca fiecărui nod consumator al unei rețele de distribuție să i se asocieze o linie fictivă de legătură directă cu sursa, linie ai cărei parametri echivalenți se stabilesc dependent de sarcinile și topologia rețelei. În felul acesta, dificultatea introdusă în problemele de optimizare de către configurația arborescentă complexă este îndepărtată, deoarece aceasta este cuprinsă în parametrii liniilor echivalente.

La verificarea pe o rețea reală, metodele au condus la erori de echivalare foarte mici, ceea ce confirmă corectitudinea modelului matematic.

Se poate constata că metoda de echivalare propusă poate fi aplicabilă și doar pentru o zonă oarecare de rețea sau pentru unul sau mai multe noduri de interes, nu neapărat consumatoare.

Dacă se consideră evoluția în timp a sarcinilor, parametrii echivalenți vor avea și ei o astfel de evoluție, care însă, așa cum se poate constata, este ușor de stabilit și astfel cu atât mai mult metodele de echivalare propuse aici permit o simplificare a problemelor de optimizare a regimurilor de funcționare.

Pasul imediat următor lucrării de față este de a aplica metodele de echivalare prezentate în lucrare la rezolvarea unor probleme de optimizare a regimurilor de funcționare, cum ar fi reglajul tensiunii, repartiția surselor de putere reactivă, aplatizarea curbelor de sarcină, reconfigurarea rețelei, etc. și de a compara rezultatele și eficiența calculului, cu cele obținute prin metodele obișnuite aplicate în prezent.

Dirrecția tematică 2. Echilibrarea sarcinilor rețelelor electrice trifazate prin compensare capacitivă transversală dezechilibrată

D2.1. Stadiul actual al cercetărilor privind echilibrarea artificială a sarcinii rețelelor de distribuție trifazate

Rețelele de distribuție trifazate se confruntă cu problemele determinate de slaba calitate a energiei electrice transferate, cele mai importante constând în încărcarea pronunțată cu putere reactivă, dezechilibrul pronunțat al sarcinii, nesimetria tensiunilor, deformarea curbelor curenților și tensiunilor, încărcarea conductorului neutru cu un curent de valoare efectivă mare și puternic deformat [D2_1-3].

Nesimetria setului trifazat de tensiuni este cauzată în primul rând de încărcarea dezechilibrată a fazelor, astfel că metodele și mijloacele utilizate pentru limitarea acestei nesimetrii sunt îndreptate spre prevenirea respectiv limitarea dezechilibrelor sarcinii.

Dintre măsurile destinate prevenirii efectelor dezechilibrelor sarcinii, fac parte cele care realizează o echilibrare naturală a acestora. Se pot aminti aici două metode principale [D2_1-3]:

- repartiția cât mai echilibrată a sarcinilor monofazate sau bifazate pe fazele rețelei trifazate;
- racordarea sarcinilor dezechilibrate la un nivel de tensiune superior, ceea ce în general corespunde soluției de creștere a puterii de scurtcircuit la bornele acestora. Este cazul consumatorilor industriali, de puteri mari (de la sute de kVA la zeci de MVA) la care alimentarea se face prin transformatoare proprii, altele decât cele ale celorlalți consumatori racordați în același nod. În aceste condiții *factorul de dezechilibru al tensiunii* scade proporțional cu creșterea puterii de scurtcircuit în nodul de racordare.

Cele mai importante metode și mijloace destinate atenuării/eliminării artificiale a dezechilibrelor sarcinilor rețelelor trifazate sunt:

- utilizarea schemelor de echilibrare cu transformatoare monofazate (montajele Scott sau montajul în V) [D2_1-3];
- utilizarea compensatoarelor de putere reactivă - *Reactive Power Compensators – RPC* [D2_4-29];
- utilizarea compensatoarelor avansate de tip *Switching Power Converter – SPC* [D2_30-45];
- utilizarea unor soluții hibride, conținând componente din categoriile de mai sus [D2_32].

Compensatoarele de putere reactivă (RPC) au fost dezvoltate mai ales în ultimii 30-40 de ani, plecând de la schema de echilibrare a lui Steinmetz, concepută în urmă cu peste 100 de ani [D2_4].

RPC se construiesc cu elemente pasive de circuit de putere reactivă mare (bobine și baterii de condensatoare) și se pot clasifica în două categorii, după cum valorile parametrilor echivalenți ai circuitelor de compensare sunt fixe sau variabile. Cele mai des întâlnite sunt RPC din cea de-a doua categorie, cunoscute sub denumirea de *compensatoare statice de putere reactivă - Static VAR Compensators (SVCs)* [D2_18-24].

La construcția SVC se utilizează componente electronice de mare putere, ce permit comutația sau reglajul elementelor de circuit pasive reactive. Ele se regăsesc în structura unităților de tip *Thyristor Controlled Reactor (TCR)* respectiv *Thyristor Switched Capacitor (TSC)* și pot fi comandate de sisteme de control automat al compensării [D2_5-9],[13-16]. Permițând reglajul circulației de putere reactivă într-o rețea electrică de distribuție, compensatoarele de tip SVC sunt utilizate pe scară largă în aplicații destinate corecției factorului de putere, echilibrării sarcinii, reglajului tensiunii, atenuării fenomenului de flicker [D2_23].

Echipamentele de tip SPC (*Switching Power Converter*) sunt construite ca aplicații ale celor mai performante soluții oferite de tehnologia electronicii de putere, bazate pe elemente de comutație de mare putere: tranzistoare bipolare cu poartă izolată (*Insulated Gate Bipolar Transistors (IGBT)*) sau tiristoare comutate cu poartă integrată (*Integrated Gate Commutated Thyristors (IGCT)*), alcătuiind așa-numitele *Solid-State Devices (SSD)* [D2_30-35].

Dezvoltate ca versiuni ale echipamentelor de tip FACTS (*Flexible Alternant Current Transmission Systems*) adaptate pentru rețelele de distribuție a energiei electrice EPDS (*Electric Power Distribution Systems*), SC (*Switching Compensator*) sau SPC (*Switching Power Converter*) fac parte totodată din categoria echipamentelor de tip *Custom Power Devices (CPD)* [D2_46-50]. Ele au fost perfecționate în ultimele decade pentru a oferi consumatorilor sensibili, industriali și comerciali, soluții eficiente pentru îmbunătățirea calității energiei electrice la nivelul punctului de record la rețeaua furnizorului de energie electrică –punctul comun de cuplare - PCC (*Point of Common Coupling*).

Cele mai cunoscute echipamente din categoria SPC (*Switching Power Converter*), sunt cele de tip: *Distribution Static Synchronous Compensator (D-STATCOM)* [D2_32,43], *Dynamic Voltage Restorer (DVR)* [D2_32,35,36,45] respectiv *Unified Power Quality Conditioner (UPQC)* [D2_42,44,47,48]. Componenta de bază a acestora o constituie un inverter sursă de tensiune *Voltage Source Inverter (VSI)* [D2_41,49,50].

Fiecare dintre aceste echipamente este caracterizat de aplicațiile specifice, astfel [D2_49]:

- D-STATCOM - îmbunătățirea factorului de putere, compensarea curenților armonici, echilibrarea sarcinii, compensarea efectului de flicker;
- DVR – protecția împotriva golurilor și vârfurilor de tensiune, echilibrarea tensiunii, reglajul tensiunii, atenuarea efectului de flicker;
- UPQC – corecția golurilor și vârfurilor de tensiune, echilibrarea tensiunii, reglajul tensiunii, atenuarea efectului de flicker, compensarea puterii reactive, compensarea curenților armonici, echilibrarea sarcinii, controlul circulației de putere activă și reactivă.

O comparație între echipamentele de tip SVC și cele din categoria SPC, efectuată prin utilizarea unor criterii tehnice, arată neta superioritate a celor din urmă, pentru că: pot îndeplini mai multe funcții cu scopul creșterii calității energiei electrice în PCC, permit un reglaj mai precis, au un răspuns mai rapid, sunt mai compacte deci ocupă spații mai mici și sunt mai silențioase. În plus, conținând puține elemente pasive de circuit produc pierderi de energie activă mai mici și deci au o eficiență energetică mai mare.

Cu toate acestea, o analiză tehnico-economică a soluțiilor cu funcții similare (corecția factorului de putere, echilibrarea sarcinii, reglajul tensiunii sau atenuarea fenomenului de flicker) va constata că pentru un echipament de tip SPC sunt costuri mai mari decât pentru un echipament de tip SVC, cu atât mai mari cu cât puterile nominale sunt mai mari. Iar pentru numeroase aplicații de la nivelul unei rețele electrice de distribuție, pentru care viteza de reacție sau precizia reglajului compensării nu sunt cerințe principale, această diferență de costuri este dificil de justificat.

Acesta este și cazul compensatoarelor destinate îmbunătățirii factorului de putere și echilibrării sarcinii în rețelele de distribuție cu patru conductoare, ce constituie subiectul secțiunii de față.

Autorul prezentei lucrări a prezentat în numeroase studii anterioare modelul matematic al echilibrării sarcinilor rețelilor trifazate prin compensare reactivă dezechilibrată, demonstrând printre altele, că orice sarcină electrică trifazată poate fi echilibrată prin compensare capacitivă dezechilibrată. În secțiunea de față este susținută opinia conform căreia un compensator de tip SVC construit ca un *compensator capacitiv de echilibrare reglabil - Adaptive Balancing Capacitive Compensator (ABCC)*, pe bază de *baterii de condensatoare comutate cu tiristoare - Thyristor Switched Capacitor (TSC) banks* sau chiar *baterii de condensatoare comutate cu contactoare - Contactor Switched Capacitor (CSC) banks*, poate constitui soluția optimă pentru foarte multe aplicații, atât în instalațiile consumatorilor cât și în cele ale operatorilor de distribuție a energiei electrice [D2_27,29].

Secțiunea prezintă modelul matematic aferent dimensionării respectiv funcționării unui compensator de tip *compensator reactiv de echilibrare reglabil - Adaptive Balancing Reactive Compensator (ABRC)* destinat unei rețele trifazate cu patru conductoare și apoi prezintă câteva metode de redimensionare a acestuia cu scopul transformării lui într-un *Adaptive Balancing Capacitive Compensator (ABCC)*. Acesta din urmă devine o soluție mult mai avantajoasă atât prin micșorarea costurilor, ca urmare a eliminării bobinelor de mare putere, cât și prin simplificarea reglajului automat al compensării, pentru care se pot folosi configurații simple de *Thyristor Switched Capacitor (TSC) banks*.

D2.2 Metoda „clasică” de dimensionare a unui compensator reactiv de echilibrare

Aplicarea metodei componentelor simetrice pentru o rețea trifazată cu patru conductoare ce alimentează o sarcină oarecare, arată că dezechilibrul sarcinii determină circulația unor curenți pe faze ce pot fi descompuși în trei seturi trifazate simetrice, de succesiune pozitivă, negativă și zero.

Circulația puterii reactive pe secvența pozitivă conduce la creșterea consumului propriu tehnologic de energie și deci la micșorarea randamentului rețelei de distribuție. În plus contribuie la creșterea pierderilor de tensiune pe linii și transformatoare și deci la creșterea dificultăților în procesul de reglare a tensiunii în rețea.

Prezența curenților de succesiune negativă și zero determină o serie de efecte negative asupra rețelei și, în măsura în care ei vor determina apariția componentelor de succesiune negativă și zero în tensiuni, multiple efecte negative asupra receptoarelor. Deci curenții de succesiune negativă și zero micșorează randamentul distribuției și deteriorează calitatea energiei electrice furnizate consumatorilor [D2_1-3].

Un *compensator reactiv de echilibrare* (*Balancing Reactive Compensator – BRC*) conținând numai elemente reactive de circuit (bobine și condensatoare) poate elimina din rețea atât componentele reactive ale curenților de succesiune pozitivă cât și componentele de succesiune negativă și zero ai curenților determinați de sarcinile dezechilibrate. Acest compensator este alcătuit dintr-un circuit trifazat în conexiune Yn, singurul care poate compensa componentele de succesiune zero, respectiv un circuit trifazat în conexiune Δ, singurul care poate compensa componentele de succesiune negativă ale curenților de sarcină [D2_5,7,9,15,18,28] (fig. D2_1). În mod evident, ambele compensatoare pot compensa componentele reactive ale curenților de succesiune pozitivă ai sarcinii. În unele lucrări soluția este întâlnită sub denumirea de *montaj Steinmetz generalizat* [D2_28].

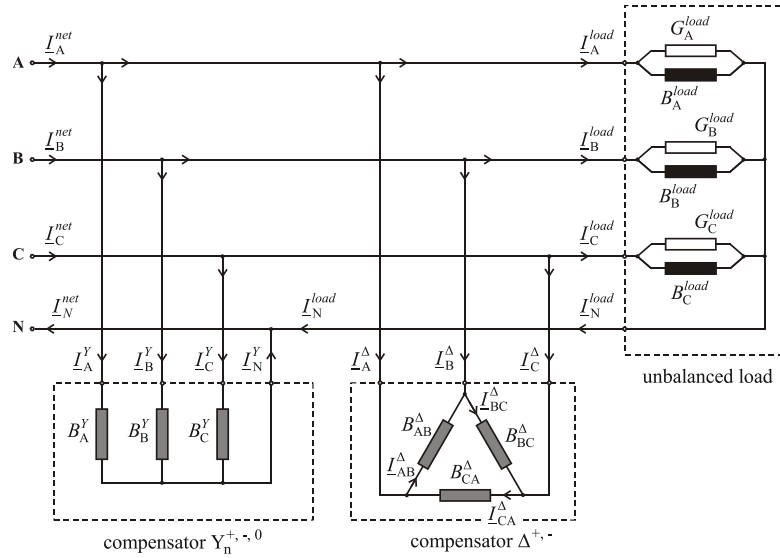


Figura D2_1. Schema echivalentă a unei sarcini dezechilibrate și a BRC.

Ca urmare a acțiunii BRC, ansamblul sarcină-compensator este văzut dinspre rețea ca o sarcină echivalentă perfect echilibrată, care consumă numai putere activă [D2_16,26,28]. Pentru dimensionarea celor șase susceptanțe din componența compensatorului, acestea se determină analitic punând condițiile de anulare simultană a componentelor simetrice cu efecte negative din curenții de pe fazele ansamblului sarcină – compensator (absorbiți din rețea): componenta imaginară (reactivă) a curențului de succesiune pozitivă, componentele reale și imaginare ale componentei de succesiune negativă respectiv zero [D2_9,11,12,15,28]:

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Im}(I_{net}^+) = 0 \\ \text{Re}(I_{net}^-) = 0 \\ \text{Im}(I_{net}^-) = 0 \\ \text{Re}(I_{net}^0) = 0 \\ \text{Im}(I_{net}^0) = 0 \end{array} \right. \quad (\text{D2}_1) \quad \text{în care} \quad \begin{array}{l} I_{net}^+ = I_{load}^+ + I_Y^+ + I_{\Delta}^+ \\ I_{net}^- = I_{load}^- + I_Y^- + I_{\Delta}^- \\ I_{net}^0 = I_{load}^0 + I_Y^0 + I_{\Delta}^0 \end{array} \quad (\text{D2}_2)$$

Determinarea componentelor de secvență din curenții pe fazele ansamblului sarcină - compensator Yn - compensator Δ, văzut dinspre rețea, se face pe baza componentelor de fază ale curenților:

$$\begin{aligned} I_A^{load} &= \underline{U}_A \underline{Y}_A^{load} = U(G_A^{load} - jB_A^{load}) = I_{Aa}^{load} - jI_{Ar}^{load} \\ I_B^{load} &= \underline{U}_B \underline{Y}_B^{load} = a^2 U(G_B^{load} - jB_B^{load}) = a^2 (I_{Ba}^{load} - jI_{Br}^{load}) \\ I_C^{load} &= \underline{U}_C \underline{Y}_C^{load} = aU(G_C^{load} - jB_C^{load}) = a(I_{Ca}^{load} - jI_{Cr}^{load}) \end{aligned} \quad (\text{D2}_3)$$

$$\begin{aligned} I_A^Y &= \underline{U}_A \underline{Y}_A^Y = U(-jB_A^Y) = -jI_A^Y \\ I_B^Y &= \underline{U}_B \underline{Y}_B^Y = a^2 U(-jB_B^Y) = a^2 (-jI_B^Y) \\ I_C^Y &= \underline{U}_C \underline{Y}_C^Y = aU(-jB_C^Y) = a(-jI_C^Y) \end{aligned} \quad (\text{D2}_4)$$

$$\begin{aligned}
\underline{I}_{AB}^{\Delta} &= \underline{U}_{AB} \underline{Y}_{AB}^{\Delta} = -ja\sqrt{3}U(-jB_{AB}^{\Delta}) = -ja(-jI_{AB}^{\Delta}) = -aI_{AB}^{\Delta} \\
\underline{I}_{BC}^{\Delta} &= \underline{U}_{BC} \underline{Y}_{BC}^{\Delta} = -j\sqrt{3}U(-jB_{BC}^{\Delta}) = -j(-jI_{BC}^{\Delta}) = -I_{BC}^{\Delta} \\
\underline{I}_{CA}^{\Delta} &= \underline{U}_{CA} \underline{Y}_{CA}^{\Delta} = -ja^2\sqrt{3}U(-jB_{CA}^{\Delta}) = -ja^2(-jI_{CA}^{\Delta}) = -a^2I_{CA}^{\Delta}
\end{aligned} \tag{D2_5}$$

$$\begin{aligned}
\underline{I}_A^{\Delta} &= \underline{I}_{AB}^{\Delta} - \underline{I}_{CA}^{\Delta} = -aI_{AB}^{\Delta} + a^2I_{CA}^{\Delta} = \frac{1}{2}I_{AB}^{\Delta} - \frac{1}{2}I_{CA}^{\Delta} - j\frac{\sqrt{3}}{2}(I_{AB}^{\Delta} + I_{CA}^{\Delta}) \\
\underline{I}_B^{\Delta} &= \underline{I}_{BC}^{\Delta} - \underline{I}_{AB}^{\Delta} = -I_{BC}^{\Delta} + aI_{AB}^{\Delta} = -\frac{1}{2}I_{AB}^{\Delta} - I_{BC}^{\Delta} + j\frac{\sqrt{3}}{2}I_{AB}^{\Delta} \\
\underline{I}_C^{\Delta} &= \underline{I}_{CA}^{\Delta} - \underline{I}_{BC}^{\Delta} = -a^2I_{CA}^{\Delta} + I_{BC}^{\Delta} = I_{BC}^{\Delta} + \frac{1}{2}I_{CA}^{\Delta} + j\frac{\sqrt{3}}{2}I_{CA}^{\Delta}
\end{aligned} \tag{D2_6}$$

unde mărimile ce intervin sunt:

$I_{Aa}^{load}, \dots, I_{Ar}^{load}, \dots$ - componentele active și reactive ale curenților pe fazele sarcinii;

$I_A^Y, \dots, I_{AB}^{\Delta}, \dots, I_A^{\Delta}, \dots$ - curenții prin susceptanțele (laturile) respectiv pe fazele compensatorului Yn respectiv Δ .

a - operatorul de rotație al lui Stokvis ($a = e^{j\frac{2\pi}{3}} = -\frac{1}{2} + j\frac{\sqrt{3}}{2}$).

Din relațiile de mai sus se poate observa că setul trifazat al tensiunilor a fost considerat perfect simetric și în planul complex $\underline{U}_A = U_A = U$, U fiind valoarea efectivă a tensiunii de fază. De asemenea, toate susceptanțele au fost considerate pozitive (inductive).

Componentele de secvență ale curenților de fază rezultă sub forma:

$$\begin{aligned}
Re(\underline{I}_{load}^+) &= \frac{1}{3}(I_{Aa}^{load} + I_{Ba}^{load} + I_{Ca}^{load}) \\
Im(\underline{I}_{load}^+) &= -\frac{1}{3}(I_{Ar}^{load} + I_{Br}^{load} + I_{Cr}^{load}) \\
Re(\underline{I}_{load}^-) &= \frac{1}{6}[2I_{Aa}^{load} - I_{Ba}^{load} - I_{Ca}^{load} + \sqrt{3}(I_{Br}^{load} - I_{Cr}^{load})] \\
Im(\underline{I}_{load}^-) &= \frac{1}{6}[\sqrt{3}(I_{Ba}^{load} - I_{Ca}^{load}) - 2I_{Ar}^{load} + I_{Br}^{load} + I_{Cr}^{load}] \\
Re(\underline{I}_{load}^0) &= \frac{1}{6}[2I_{Aa}^{load} - I_{Ba}^{load} - I_{Ca}^{load} + \sqrt{3}(I_{Cr}^{load} - I_{Br}^{load})] \\
Im(\underline{I}_{load}^0) &= \frac{1}{6}[\sqrt{3}(I_{Ca}^{load} - I_{Ba}^{load}) - 2I_{Ar}^{load} + I_{Br}^{load} + I_{Cr}^{load}]
\end{aligned} \tag{D2_7}$$

$$\begin{aligned}
Re(\underline{I}_Y^+) &= 0 \quad Im(\underline{I}_Y^+) = -\frac{1}{3}(I_A^Y + I_B^Y + I_C^Y) \\
Re(\underline{I}_Y^-) &= \frac{\sqrt{3}}{6}(I_B^Y - I_C^Y) \\
Im(\underline{I}_Y^-) &= \frac{1}{6}(-2I_A^Y + I_B^Y + I_C^Y) \\
Re(\underline{I}_Y^0) &= \frac{\sqrt{3}}{6}(I_C^Y - I_B^Y) \\
Im(\underline{I}_Y^0) &= \frac{1}{6}(-2I_A^Y + I_B^Y + I_C^Y)
\end{aligned} \tag{D2_8}$$

$$\begin{aligned}
Re(\underline{I}_{\Delta}^+) &= 0; \quad Im(\underline{I}_{\Delta}^+) = -\frac{1}{\sqrt{3}}(I_{AB}^{\Delta} + I_{BC}^{\Delta} + I_{CA}^{\Delta}) \\
Re(\underline{I}_{\Delta}^-) &= \frac{1}{2}(I_{AB}^{\Delta} - I_{CA}^{\Delta}) \\
Im(\underline{I}_{\Delta}^-) &= \frac{1}{2\sqrt{3}}(2I_{BC}^{\Delta} - I_{AB}^{\Delta} - I_{CA}^{\Delta}) \\
Re(\underline{I}_{\Delta}^0) &= 0; \quad Im(\underline{I}_{\Delta}^0) = 0
\end{aligned} \tag{D2_9}$$

Din relațiile (D2_8) și (D2_9) se pot deduce deja câteva proprietăți importante ale compensatorului:

- pentru că nu conțin decât susceptanțe, atât compensatorul Yn cât și compensatorul Δ nu intervin asupra circulației componentelor reale (active) ale curenților de secvență pozitivă (D2_8.1), (D2_9.1);
- compensatorul Δ nu intervine asupra circulației componentelor de secvență zero ale curenților din rețea (de fapt aceasta este o confirmare a unei proprietăți cunoscute).

Astfel, relațiile (D2_1) se transformă în:

$$\begin{aligned}
\frac{1}{3}(I_{Ar}^{load} + I_{Br}^{load} + I_{Cr}^{load}) + \frac{1}{3}(I_A^Y + I_B^Y + I_C^Y) + \frac{1}{\sqrt{3}}(I_{AB}^\Delta + I_{BC}^\Delta + I_{CA}^\Delta) &= 0 \\
\frac{1}{6}[2I_{Aa}^{load} - I_{Ba}^{load} - I_{Ca}^{load} + \sqrt{3}(I_{Br}^{load} - I_{Cr}^{load})] + \frac{\sqrt{3}}{6}(I_B^Y - I_C^Y) + \frac{1}{2}(I_{AB}^\Delta - I_{CA}^\Delta) &= 0 \\
\frac{1}{6}[\sqrt{3}(I_{Ba}^{load} - I_{Ca}^{load}) - 2I_{Ar}^{load} + I_{Br}^{load} + I_{Cr}^{load}] + \frac{1}{6}(-2I_A^Y + I_B^Y + I_C^Y) + \frac{1}{2\sqrt{3}}(2I_{BC}^\Delta - I_{AB}^\Delta - I_{CA}^\Delta) &= 0 \\
& \text{(D2_10)} \\
\frac{1}{6}[2I_{Aa}^{load} - I_{Ba}^{load} - I_{Ca}^{load} + \sqrt{3}(I_{Cr}^{load} - I_{Br}^{load})] + \frac{\sqrt{3}}{6}(I_C^Y - I_B^Y) &= 0 \\
\frac{1}{6}[\sqrt{3}(I_{Ca}^{load} - I_{Ba}^{load}) - 2I_{Ar}^{load} + I_{Br}^{load} + I_{Cr}^{load}] + \frac{1}{6}(-2I_A^Y + I_B^Y + I_C^Y) &= 0
\end{aligned}$$

Necunoscutele problemei sunt curenții de pe ramurile compensatorului Yn respectiv Δ. Ei au caracter reactiv, având valori pozitive sau negative după cum susceptanțele respective sunt inductive sau capacitive. Într-o primă etapă se determină expresiile curenților prin cele șase susceptanțe ale compensatorului, prin rezolvarea sistemului de ecuații (D2_1) [D2_7,9,11,17,28]. Dar, pentru a ieși din nedeterminare, acesta trebuie mai întâi completat cu o a șasea ecuație de legătură între necunoscute, independentă de celelalte 5. Aceasta va fi stabilită pe baza unei condiții suplimentare impuse funcționării compensatorului. O astfel de condiție, utilă prin faptul că simplifică rezolvarea sistemului de ecuații, este [D2_11,28]:

$$I_{AB}^\Delta + I_{BC}^\Delta + I_{CA}^\Delta = 0 \quad \text{(D2_11)}$$

Această condiție suplimentară, va avea ca efect intervenția compensatorului Δ numai asupra circulației curenților de secvență negativă [D2_1,28]. Din relațiile (D2_9.2) și (D2_11) rezultă:

$$Im(I_\Delta^+) = 0 \quad \text{(D2_12),}$$

apoi, considerând și relația (D2_9.1), se obține:

$$I_\Delta^+ = 0 \quad \text{(D2_13)}$$

Rezolvarea analitică a sistemului de ecuații format din ecuațiile (D2_1) și (D2_11), conduce la soluțiile:

$$\begin{aligned}
I_A^Y &= \frac{1}{\sqrt{3}}(I_{Ca}^{load} - I_{Ba}^{load}) - I_{Ar}^{load} \\
I_B^Y &= \frac{1}{\sqrt{3}}(I_{Aa}^{load} - I_{Ca}^{load}) - I_{Br}^{load} \\
I_C^Y &= \frac{1}{\sqrt{3}}(I_{Ba}^{load} - I_{Aa}^{load}) - I_{Cr}^{load}
\end{aligned} \quad \text{(D2_14)}$$

$$\begin{aligned}
I_{AB}^\Delta &= \frac{2}{3}(I_{Ba}^{load} - I_{Aa}^{load}) \\
I_{BC}^\Delta &= \frac{2}{3}(I_{Ca}^{load} - I_{Ba}^{load}) \\
I_{CA}^\Delta &= \frac{2}{3}(I_{Aa}^{load} - I_{Ca}^{load})
\end{aligned} \quad \text{(D2_15)}$$

Rezultă imediat expresiile pentru dimensionarea susceptanțelor din componența compensatorului, scrise în funcție de conductanțele și susceptanțele echivalente ale sarcinii:

$$\begin{aligned}
B_A^Y &= \frac{1}{\sqrt{3}}(G_C^{load} - G_B^{load}) - B_A^{load} \\
B_B^Y &= \frac{1}{\sqrt{3}}(G_A^{load} - G_C^{load}) - B_B^{load} \\
B_C^Y &= \frac{1}{\sqrt{3}}(G_B^{load} - G_A^{load}) - B_C^{load}
\end{aligned} \tag{D2_16}$$

$$\begin{aligned}
B_{AB}^\Delta &= \frac{2}{3\sqrt{3}}(G_B^{load} - G_A^{load}) \\
B_{BC}^\Delta &= \frac{2}{3\sqrt{3}}(G_C^{load} - G_B^{load}) \\
B_{CA}^\Delta &= \frac{2}{3\sqrt{3}}(G_A^{load} - G_C^{load})
\end{aligned} \tag{D2_17}$$

Susceptanțele compensatorului pot fi exprimate și în funcție de componentele active și reactive ale curenților sau puterile active și reactive pe fazele sarcinii.

Valorile celor șase susceptanțe ale compensatorului rezultă negative sau pozitive, în funcție de natura și mărimea dezechilibrului sarcinii. Pentru compensatorul Δ , se observă că suma algebrică a valorilor celor trei susceptanțe este nulă, ceea ce este consecința utilizării condiției (D2_11). Acest lucru face ca în componența acestui compensator să intre cel puțin o susceptanță inductivă (bobină) și cel puțin o susceptanță capacitivă (baterie de condensatoare).

D.2.3 Mecanismul compensării explicat pe baza circulației de curenți

Determinarea analitică a expresiilor curenților pe fazele ansamblului sarcină – compensator în diverse secțiuni trifazate ale sale, este utilă în explicarea mecanismului compensării. Pentru aceasta se determină expresiile pentru curenții pe faze și apoi componentele simetrice ale acestora, exprimate în ambele cazuri în funcție de componentele de fază ale curenților de sarcină.

Astfel, înlocuind în relațiile (D2_4) expresiile (D2_14), se obțin curenții pe fazele compensatorului Y_n :

$$\begin{aligned}
\underline{I}_A^Y &= -jI_A^Y = -j\frac{1}{\sqrt{3}}(I_{Ca}^{load} - I_{Ba}^{load} - \sqrt{3}I_{Ar}^{load}) \\
\underline{I}_B^Y &= a^2(-jI_B^Y) = \left(-\frac{1}{2} + j\frac{1}{2\sqrt{3}}\right)(I_{Aa}^{load} - I_{Ca}^{load} - \sqrt{3}I_{Br}^{load}) \\
\underline{I}_C^Y &= a(-jI_C^Y) = \left(\frac{1}{2} + j\frac{1}{2\sqrt{3}}\right)(I_{Ba}^{load} - I_{Aa}^{load} - \sqrt{3}I_{Cr}^{load})
\end{aligned} \tag{D2_18}$$

și apoi componentele de secvență:

$$\begin{aligned}
Re(\underline{I}_Y^+) &= 0 \\
Im(\underline{I}_Y^+) &= \frac{1}{3}(I_{Ar}^{load} + I_{Br}^{load} + I_{Cr}^{load}) \\
Re(\underline{I}_Y^-) &= \frac{1}{6}(2I_{Aa}^{load} - I_{Ba}^{load} - I_{Ca}^{load} + \sqrt{3}(I_{Cr}^{load} - I_{Br}^{load})) \\
Im(\underline{I}_Y^-) &= \frac{1}{6}(2I_{Ar}^{load} - I_{Br}^{load} - I_{Cr}^{load} + \sqrt{3}(I_{Ba}^{load} - I_{Ca}^{load})) \\
Re(\underline{I}_Y^0) &= \frac{1}{6}(-2I_{Aa}^{load} + I_{Ba}^{load} + I_{Ca}^{load} + \sqrt{3}(I_{Br}^{load} - I_{Cr}^{load})) \\
Im(\underline{I}_Y^0) &= \frac{1}{6}(2I_{Ar}^{load} - I_{Br}^{load} - I_{Cr}^{load} + \sqrt{3}(I_{Ba}^{load} - I_{Ca}^{load}))
\end{aligned} \tag{D2_19}$$

Pentru curenții pe fazele compensatorului Δ , din expresiile (D2_6) rezultă:

$$\begin{aligned}
\underline{I}_A^\Delta &= \frac{1}{3}(-2I_{Aa}^{load} + I_{Ba}^{load} + I_{Ca}^{load}) + j\frac{1}{\sqrt{3}}(I_{Ca}^{load} - I_{Ba}^{load}) \\
\underline{I}_B^\Delta &= \frac{1}{3}(-2I_{Ca}^{load} + I_{Aa}^{load} + I_{Ba}^{load}) + j\frac{1}{\sqrt{3}}(I_{Ba}^{load} - I_{Aa}^{load}) \\
\underline{I}_C^\Delta &= \frac{1}{3}(-2I_{Ba}^{load} + I_{Ca}^{load} + I_{Aa}^{load}) + j\frac{1}{\sqrt{3}}(I_{Aa}^{load} - I_{Ca}^{load})
\end{aligned} \tag{D2_20}$$

iar componentele de secvență vor fi:

$$\begin{aligned}
Re(\underline{I}_{\Delta}^+) &= 0 & Im(\underline{I}_{\Delta}^+) &= 0 \\
Re(\underline{I}_{\Delta}^-) &= \frac{1}{3}(-2I_{Aa}^{load} + I_{Ba}^{load} + I_{Ca}^{load}) \\
Im(\underline{I}_{\Delta}^-) &= \frac{1}{\sqrt{3}}(I_{Ca}^{load} - I_{Ba}^{load}) \\
Re(\underline{I}_{\Delta}^0) &= 0 & Im(\underline{I}_{\Delta}^0) &= 0
\end{aligned} \tag{D2_21}$$

Detaliind acum relațiile (D2_2) prin utilizarea formelor explicite din (D2_7,19,21), se poate explica mecanismul compensării care conduce la maximizarea factorului de putere ($\cos\varphi_{net}^+ = 1$) și echilibrarea totală a sarcinii, cu ajutorul componentelor de secvență ale curenților. Se constată imediat că:

$$\begin{aligned}
Im(\underline{I}_{load}^+) &= -Im(\underline{I}_Y^+) \\
Re(\underline{I}_{load}^-) &= -Re(\underline{I}_Y^-) - Re(\underline{I}_{\Delta}^-) \\
Im(\underline{I}_{load}^-) &= -Im(\underline{I}_Y^-) - Im(\underline{I}_{\Delta}^-) \\
Re(\underline{I}_{load}^0) &= -Re(\underline{I}_Y^0) \\
Im(\underline{I}_{load}^0) &= -Im(\underline{I}_Y^0)
\end{aligned} \tag{D2_22}$$

De fapt sunt satisfăcute toate condițiile (D2_1). Relațiile (D2_22) permit formularea următoarelor afirmații:

1. Compensatorul Yn anulează următoarele componente ale curenților sarcinii:
 - componentele imaginară (reactivă) a curenților de secvență pozitivă a sarcinii;
 - componentele reale și imaginare ale curenților de secvență zero ale sarcinii;
 - o parte din componentele reale și imaginare ale curenților de secvență negativă ale sarcinii;
2. Compensatorul Δ compensează două componente ale curenților de secvență negativă: una aparținând sarcinii iar cealaltă aparținând compensatorului Yn, alta decât cea care compensează cealaltă parte din curenții de secvență negativă ale sarcinii .

Singura componentă a curenților de secvență ai sarcinii rămasă necompensată, este componenta reală (activă) a curenților de secvență pozitivă, componentă care se regăsește în curenții absorbiți din rețeaua de alimentare:

$$\underline{I}_{net} = \underline{I}_{net}^+ = Re(\underline{I}_{net}^+) = Re(\underline{I}_{load}^+) = \frac{1}{3}(I_{Aa}^{load} + I_{Ba}^{load} + I_{Ca}^{load}) \tag{D2_23}$$

Ansamblul sarcină - compensator absoarbe din rețea curenți identici pe faze, care au numai componentă activă, curenți ale căror valori efective sunt egale între ele și egale cu media aritmetică a celor trei valori efective ale curenților activi de pe fazele sarcinii.

D.2.4 Mecanismul compensării explicat pe baza circulației de puteri

Cunoscând expresiile curenților pe faze, se pot găsi ușor expresiile puterilor. Pentru compensatorul Yn se obțin:

$$\begin{aligned}
\underline{S}_A^Y &= \underline{U}_A \underline{I}_A^{Y*} = jUI_A^Y & P_A^Y &= 0 & Q_A^Y &= \frac{1}{\sqrt{3}}(P_C^{load} - P_B^{load}) - Q_A^{load} \\
\underline{S}_B^Y &= \underline{U}_B \underline{I}_B^{Y*} = jUI_B^Y & P_B^Y &= 0 & Q_B^Y &= \frac{1}{\sqrt{3}}(P_A^{load} - P_C^{load}) - Q_B^{load} \\
\underline{S}_C^Y &= \underline{U}_C \underline{I}_C^{Y*} = jUI_C^Y & P_C^Y &= 0 & Q_C^Y &= \frac{1}{\sqrt{3}}(P_B^{load} - P_A^{load}) - Q_C^{load}
\end{aligned} \tag{D2_24}$$

Se observă că puterile active pe fazele compensatorului Yn sunt nule, ceea ce este firesc deoarece el conține numai susceptanțe. În ceea ce privește valorile puterilor reactive pe fazele compensatorului Yn, se poate constata că ele depind atât de valorile puterilor reactive cât și de cele ale puterilor active ale sarcinii. Se mai poate observa că:

$$Q_A^Y + Q_B^Y + Q_C^Y = -(Q_A^{load} + Q_B^{load} + Q_C^{load}) \tag{D2_25}$$

Deci compensatorul Yn este cel care realizează compensarea totală a puterii reactive a sarcinii.

În ceea ce privește puterile pe fazele compensatorului Δ , se obțin:

$$\begin{aligned} \underline{S}_A^\Delta &= \underline{U}_A \underline{I}_A^* = U \underline{I}_A^* & P_A^\Delta &= \frac{1}{\sqrt{3}} (-2P_A^{load} + P_B^{load} + P_C^{load}) & Q_A^\Delta &= \frac{1}{\sqrt{3}} (P_B^{load} - P_C^{load}) \\ \underline{S}_B^\Delta &= \underline{U}_B \underline{I}_B^* = U (a \underline{I}_B^*) & P_B^\Delta &= \frac{1}{\sqrt{3}} (-2P_B^{load} + P_C^{load} + P_A^{load}) & Q_B^\Delta &= \frac{1}{\sqrt{3}} (P_C^{load} - P_A^{load}) \\ \underline{S}_C^\Delta &= \underline{U}_C \underline{I}_C^* = U (a^2 \underline{I}_C^*) & P_C^\Delta &= \frac{1}{\sqrt{3}} (-2P_C^{load} + P_A^{load} + P_B^{load}) & Q_C^\Delta &= \frac{1}{\sqrt{3}} (P_A^{load} - P_B^{load}) \end{aligned} \quad (D2_26)$$

Este interesant de observat că atât dimensionarea susceptanțelor compensatorului Δ cât și intervenția acestuia asupra circulației puterilor pe faze, depinde numai de mărimea sarcinilor active pe faze.

Deși conține numai susceptanțe (bobine și condensatoare), compensatorul Δ intervine și asupra circulației puterilor active pe faze. Pe unele faze puterile active sunt pozitive iar pe altele negative, în funcție de mărimea și dezechilibrul sarcinii active. Valorile rezultate sunt de fapt diferențele dintre valorile puterilor active ale sarcinii și valoarea medie a acestora, care se obține pe fiecare fază ca urmare a echilibrării (D2_23). Compensatorul Δ preia putere activă de pe fazele în care aceasta este în exces și o refulează înspre fazele în care este în deficit. Se determină astfel o redistribuire a puterilor active între faze, obținându-se echilibrarea acestora. Pe ansamblul celor trei faze însă compensatorul Δ nu modifică circulația puterilor active, pentru că:

$$P_A^\Delta + P_B^\Delta + P_C^\Delta = 0 \quad (D2_27)$$

Compensatorul Δ realizează totodată o compensare dezechilibrată a puterilor reactive. Pe unele faze determină o compensare inductivă iar pe altele capacitivă, în funcție de mărimea și dezechilibrul sarcinilor active. Pe ansamblul celor trei faze însă compensatorul Δ nu modifică circulația puterilor reactive, pentru că:

$$Q_A^\Delta + Q_B^\Delta + Q_C^\Delta = 0 \quad (D2_28)$$

D2.5 Redimensionare din condiția eliminării bobinelor

Metoda „clasică” de dimensionare prezentată mai sus este foarte utilă prin aceea că simplifică rezolvarea matematică și apoi permite înțelegerea ușoară a mecanismului echilibrării sarcinilor active și reactive.

Însă condiția ca suma valorilor susceptanțelor din componența compensatorului Δ să fie zero (D2_11), care face ca acesta să conțină atât capacități cât și inductivități, nu este un criteriu de dimensionare util și din punct de vedere practic. Mai întâi deoarece construcția unui compensator dezechilibrat care să conțină bobine, conduce la creșterea costurilor aferente acestora, inclusiv prin utilizarea unui sistem complex de reglaj automat necesar utilizării în cazul sarcinilor variabile (bobină controlată cu tiristoare - *Thyristor Controlled Reactor (TCR)*). În al doilea rând, faptul că întreaga putere reactivă capacitivă necesară compensării, pe secvența pozitivă, a puterii reactive inductive a sarcinii, este alocată compensatorului Yn, determină o utilizare nerațională a condensatoarelor. Se știe că un condensator conectat între fază și neutru (alimentat cu tensiunea de fază, în conexiune Yn) furnizează rețelei o putere reactivă de trei ori mai mică decât dacă ar fi conectat între două faze (alimentat cu tensiunea de linie, în conexiune Δ).

De aici ideea de a dimensiona un compensator de tip *Adaptive Balancing Compensator (ABC)* care să conțină numai baterii de condensatoare - *Adaptive Balancing Capacitive Compensator (ABCC)*, ceea ce, pe lângă eliminarea dezavantajelor prezentate mai sus, aduce un avantaj suplimentar important. Este vorba de posibilitatea utilizării unui sistem simplu de reglaj automat, de tip *Thyristor Switched Capacitor (TSC)*, care să permită adaptarea la sarcini variabile, prin comutația statică unor trepte ale bateriilor de condensatoare monofazate.

Metodele noi de dimensionare propuse în continuare pleacă de la metoda „clasică” de dimensionare, ca soluție inițială a problemei, care este apoi corectată prin aplicarea principiului transferului de putere reactivă capacitivă dinspre compensatorul Yn spre compensatorul Δ , astfel încât să se obțină pentru toate susceptanțelor celor două compensatoare numai valori negative sau nule.

În mod obișnuit, prin aplicarea metodei clasice de dimensionare, compensatorul Δ rezultă cu una sau două susceptanțe inductive, iar compensatorul Y_n numai cu susceptanțe capacitive, ca urmare a faptului că acestuia îi revine în totalitate funcția de compensare capacitivă pe secvența pozitivă.

Fără a se afecta mecanismul compensării, excesul de putere reactivă capacitivă pe secvența pozitivă instalată în compensatorul Y_n , se transferă total sau parțial compensatorului Δ . Valoarea puterii reactive capacitive pe secvența pozitivă disponibilă pentru transfer depinde de factorul de putere mediu al sarcinii și de gradul și natura dezechilibrului acestuia. În cazul sarcinilor cu factor de putere mediu redus, necesarul de putere reactivă capacitivă pentru compensare este ridicat, ceea ce permite obținerea unui nivel ridicat de echilibrare sau chiar echilibrarea totală a sarcinii.

Se pot distinge două cazuri:

cazul 1: putere reactivă capacitivă disponibilă pentru transfer este de valoare redusă, insuficientă pentru a se putea obține o echilibrare totală a sarcinii;

cazul 2: putere reactivă capacitivă disponibilă pentru transfer este de valoare ridicată, suficientă pentru a se putea obține compensarea totală a puterii reactive a sarcinii pe secvența pozitivă și echilibrarea totală a sarcinii.

Astfel, pentru redimensionarea susceptanțelor compensatoarelor Y_n și Δ rezultă următoarele variante:

varianta 1, cazul 1: - transfer total al puterii reactive capacitive; unele susceptanțe ale compensatorului Δ rămân pozitive (inductive), astfel că se vor anula. Se obține o echilibrare parțială a sarcinii.

varianta 2, cazul 2: - transfer parțial al puterii reactive capacitive, astfel ca toate cele șase susceptanțe ale compensatorului să devină negative (capacitive).

varianta 3, cazul 2: - transfer parțial al puterii reactive capacitive, până la nivelul anulării celei mai mici susceptanțe capacitive din componența compensatorului Y_n .

varianta 4, cazul 2: - transfer parțial al puterii reactive capacitive, până la nivelul anulării celei mai mari susceptanțe inductive din componența compensatorului Δ .

Transferul puterii reactive pe secvența pozitivă între cele două compensatoare se face de fapt prin modificarea simetrică, într-un anumit sens, a valorilor susceptanțelor unuia dintre compensatoare, simultan cu modificarea simetrică, în sens contrar, a valorilor susceptanțelor celuilalt compensator. Relațiile de calcul folosite sunt:

$$\begin{aligned} B_A^{Ynew} &= B_A^Y + B^{Ytransfer} \\ B_B^{Ynew} &= B_B^Y + B^{Ytransfer} \end{aligned} \quad (D2_29)$$

$$\begin{aligned} B_C^{Ynew} &= B_C^Y + B^{Ytransfer} \\ B_{AB}^{\Delta new} &= B_{AB}^{\Delta} + B^{\Delta transfer} \\ B_{BC}^{\Delta new} &= B_{BC}^{\Delta} + B^{\Delta transfer} \end{aligned} \quad (D2_30)$$

$$B_{CA}^{\Delta new} = B_{CA}^{\Delta} + B^{\Delta transfer}$$

Transferul de putere reactivă capacitivă pe secvența pozitivă de la compensatorul Y_n spre compensatorul Δ se obține dacă $B^{Ytransfer} > 0$ și:

$$B^{\Delta transfer} = -\frac{1}{3} B^{Ytransfer} \quad (D2_31)$$

În variantele 2, 3 și 4, un astfel de transfer va face ca cele două compensatoare să își păstreze funcțiile de compensare pe secvența negativă și zero exact la același nivel ca la dimensionarea inițială. Însă compensatorul Y_n își reduce substanțial, chiar total aportul la compensarea capacitivă pe secvența pozitivă, în timp ce compensatorul Δ preia această funcție, pe care nu o avea inițial. Această corecție a dimensionării inițiale conduce la o utilizare mai eficientă a condensatoarelor, având în vedere faptul că puterea reactivă capacitivă cu care acestea intervin în circuit atunci când sunt instalate în compensatorul Δ , este de trei ori mai mare decât atunci când sunt instalate în compensatorul Y_n .

Pe lângă variantele de dimensionare obținute din soluția clasică prin transfer de putere reactivă capacitivă pe secvența pozitivă prezentate mai sus, în această lucrare se mai ia în considerare o metodă care pleacă de la o observație rezultată din mecanismul compensării: compensatorul Yn este singurul care poate interveni asupra circulației curenților de succesiune zero. Acesta compensează componenta de succesiune zero a curenților de sarcină, ceea ce conduce la anularea curentului de pe conductorul neutru.

De aceea, un criteriu de dimensionare valabil este acela de a impune compensatorului Yn funcția de anulare a componentei de succesiune zero a curenților de sarcină, având o structură formată numai din susceptanțe negative (capacitive). Vom denumi în continuare varianta de dimensionare rezultată prin aplicarea acestui criteriu ca fiind *varianta 5*, în vederea asocierii ei la cele patru definite anterior.

Pentru deducerea relațiilor de dimensionare a susceptanțelor compensatorului Yn, la pasul 1 se pune deci condiția:

$$I_N^{net} = 3I_{net}^0 = 0 \quad (D2_32)$$

din care rezultă condițiile:

$$\begin{cases} Re(I_{net}^0) = Re(I_{load}^0) + Re(I_Y^0) = 0 \\ Im(I_{net}^0) = Im(I_{load}^0) + Im(I_Y^0) = 0 \end{cases} \quad (D2_33)$$

Apelând la relațiile (D2_7) și (D2_9), se obțin ecuațiile din care rezultă necunoscutele problemei I_A^Y, I_B^Y, I_C^Y sau B_A^Y, B_B^Y, B_C^Y :

$$\begin{cases} I_C^Y - I_B^Y = \frac{1}{\sqrt{3}}(-2I_{Aa}^{load} + I_{Ba}^{load} + I_{Ca}^{load}) + I_{Br}^{load} - I_{Cr}^{load} \\ 2I_{Ar}^{load} - I_{Br}^Y - I_{Cr}^Y = \sqrt{3}(I_{Ca}^{load} - I_{Ba}^{load}) - 2I_{Ar}^{load} + I_{Br}^{load} + I_{Cr}^{load} \end{cases} \quad (D2_34)$$

respectiv:

$$\begin{cases} B_C^Y - B_B^Y = \frac{1}{\sqrt{3}}(-2G_A^{load} + G_B^{load} + G_C^{load}) + B_B^{load} - B_C^{load} \\ 2B_A^Y - B_B^Y - B_C^Y = \sqrt{3}(G_C^{load} - G_B^{load}) - 2B_A^{load} + B_B^{load} + B_C^{load} \end{cases} \quad (D2_35)$$

Cea de a treia condiție impusă pentru ieșirea din situația de nedeterminare a sistemului de ecuații (D2_35) este valoarea nulă a uneia dintre susceptanțe. Dacă se notează termenii cunoscuți din ecuațiile (D2_35):

$$\frac{1}{\sqrt{3}}(-2G_A^{load} + G_B^{load} + G_C^{load}) + B_B^{load} - B_C^{load} = K_1 \quad (D2_36)$$

$$\sqrt{3}(G_C^{load} - G_B^{load}) - 2B_A^{load} + B_B^{load} + B_C^{load} = K_2 \quad (D2_37)$$

rezultă trei soluții ale problemei:

$$1. \quad \begin{cases} B_A^Y = 0 \\ B_B^Y = \frac{K_1 - K_2}{2} \\ B_C^Y = \frac{-K_1 - K_2}{2} \end{cases} \quad 2. \quad \begin{cases} B_A^Y = \frac{-K_1 + K_2}{2} \\ B_B^Y = 0 \\ B_C^Y = -K_1 \end{cases} \quad 3. \quad \begin{cases} B_A^Y = \frac{K_1 + K_2}{2} \\ B_B^Y = K_1 \\ B_C^Y = 0 \end{cases} \quad (D2_38)$$

În situațiile obișnuite ale structurii sarcinii, una dintre cele trei soluții va avea cele două susceptanțe nenule de valori negative. Aceasta va fi soluția aplicată pentru construcția compensatorului Yn și pe baza căreia se trece la pasul 2: dimensionarea compensatorului Δ .

Această operație se va face plecând de la observația că compensatorul Yn dimensionat la pasul 1, compensează total componenta de succesiune zero a sarcinii, astfel că acesta împreună cu sarcina formează un ansamblu trifazat în conexiune Yn în care a fost eliminată circulația componentelor de secvență zero. Admitanțele echivalente ale acestui ansamblu sunt:

$$\begin{aligned} \underline{Y}_A^{eq} &= \underline{Y}_A^{load} + \underline{Y}_A^Y = G_A^{load} - j(B_A^{load} + B_A^Y) \\ \underline{Y}_B^{eq} &= \underline{Y}_B^{load} + \underline{Y}_B^Y = G_B^{load} - j(B_B^{load} + B_B^Y) \\ \underline{Y}_C^{eq} &= \underline{Y}_C^{load} + \underline{Y}_C^Y = G_C^{load} - j(B_C^{load} + B_C^Y) \end{aligned} \quad (D2_39)$$

Datorită acestei proprietăți, acest ansamblu poate fi acum transformat în unul echivalent având conexiunea Δ , ce este alimentat din rețeaua trifazată fără conductor neutru (fig. D2_2) și având admitanțele echivalente:

$$\underline{Y}_{AB}^{eq} = \frac{\underline{Y}_A^{eq} \cdot \underline{Y}_B^{eq}}{\underline{Y}_A^{eq} + \underline{Y}_B^{eq} + \underline{Y}_C^{eq}}$$

$$\underline{Y}_{BC}^{eq} = \frac{\underline{Y}_B^{eq} \cdot \underline{Y}_C^{eq}}{\underline{Y}_A^{eq} + \underline{Y}_B^{eq} + \underline{Y}_C^{eq}}$$

$$\underline{Y}_{CA}^{eq} = \frac{\underline{Y}_C^{eq} \cdot \underline{Y}_A^{eq}}{\underline{Y}_A^{eq} + \underline{Y}_B^{eq} + \underline{Y}_C^{eq}}$$

(D2_40)

$$\underline{Y}_{AB}^{eq} = G_{AB}^{eq} - jB_{AB}^{eq}$$

$$\underline{Y}_{BC}^{eq} = G_{BC}^{eq} - jB_{BC}^{eq}$$

$$\underline{Y}_{CA}^{eq} = G_{CA}^{eq} - jB_{CA}^{eq}$$

(D2_41)

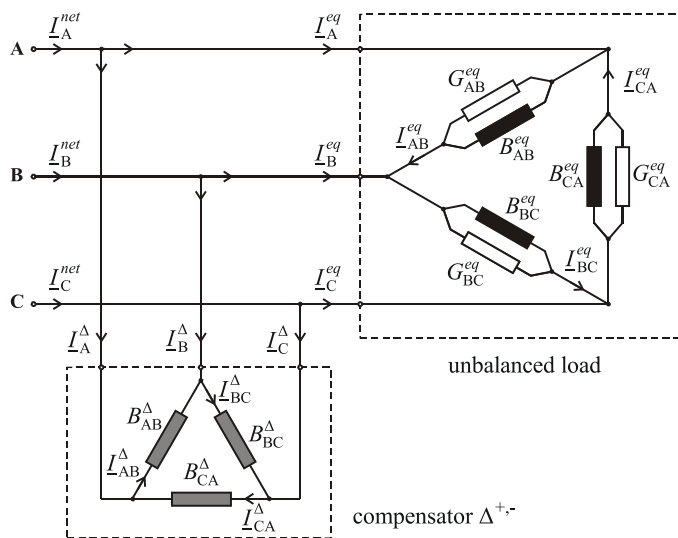


Figura D2_2. Schema echivalentă Δ a unei sarcini trifazate oarecare și a compensatorului dezechilibrat Δ .

Pentru o sarcină trifazată având schema echivalentă în conexiunea Δ , compensarea totală a puterii reactive pe secvența pozitivă și echilibrarea perfectă a sarcinii se poate obține cu ajutorul unui compensator dezechilibrat în conexiune Δ . Valorile susceptanțelor din componența acestuia se obțin punând condițiile:

$$\begin{cases} \text{Im}(I_{net}^+) = 0 \\ \text{Re}(I_{net}^-) = 0 \\ \text{Im}(I_{net}^-) = 0 \end{cases} \quad (\text{D2}_{42})$$

De data aceasta sistemul de ecuații (D2_42) are soluție unică [D2_9,12,15]. Susceptanțele compensatorului Δ exprimate în funcție de conductanțele și susceptanțele sarcinii echivalente, se determină cu relațiile:

$$\begin{aligned} B_{AB}^{\Delta} &= \frac{1}{\sqrt{3}}(G_{BC}^{eq} - G_{CA}^{eq}) - B_{AB}^{eq} \\ B_{BC}^{\Delta} &= \frac{1}{\sqrt{3}}(G_{CA}^{eq} - G_{AB}^{eq}) - B_{BC}^{eq} \\ B_{CA}^{\Delta} &= \frac{1}{\sqrt{3}}(G_{AB}^{eq} - G_{BC}^{eq}) - B_{CA}^{eq} \end{aligned} \quad (\text{D2}_{43})$$

Această a cincea variantă de dimensionare a celor două circuite ale compensatorului are șanse mari de reușită în a conduce la valori negative pentru toate susceptanțele compensatorului, dacă se aplică în cazul 2 referitor la caracteristicile sarcinii dezechilibrate, definit mai sus. Într-o astfel de situație, varianta 5 de dimensionare devine identică cu varianta 3.

D2.6 Studii de caz

În cele ce urmează se prezintă rezultatele utilizării a două instrumente software pentru studiul numeric al dimensionării și funcționării unui ABC instalat într-o rețea de distribuție cu patru conductoare, de joasă tensiune.

Dintre variantele de dimensionare descrise mai sus, se prezintă în continuare doar două: varianta „clasică” interesantă prin efectele sale (*Adaptive Balancing Reactive Compensator (ABRC)*), respectiv varianta 5, considerată semnificativă pentru o structură a compensatorului formată numai din baterii de condensatoare (*Adaptive Balancing Capacitive Compensator (ABCC)*).

Mai întâi se prezintă rezultatele dimensionării și calculului circulației de curenți în componente de fază și în componente simetrice (de secvență), respectiv a circulației de puteri pe fazele ansamblului sarcină-compensator, în diferite secțiuni ale acestuia, efectuate prin utilizarea instrumentului software Mathcad (Tabelele D2_1.1÷1.4).

Tabelul D2_1.1. Sarcina trifazată dezechilibrată.

Component	Equivalent parameters	Real and reactive phase powers		Phase currents	Sequence currents
Load (Yn connexion)	$R_A^{load} = 105,80 \Omega$	$P_A^{load} = 500 \text{ W}$	$Q_A^{load} = 800 \text{ VAr}$	$\underline{I}_{-A}^{load} = (2,174 - j 3,478) \text{ A}$	$\underline{I}_{load}^+ = (2,174 - j2,609) \text{ A}$
	$R_B^{load} = 176,33 \Omega$	$P_B^{load} = 300 \text{ W}$	$Q_B^{load} = 400 \text{ VAr}$	$ \underline{I}_{-A}^{load} = 4,102 \text{ A}$	$ \underline{I}_{load}^+ = 3,396 \text{ A}$
	$R_C^{load} = 75,57 \Omega$	$P_C^{load} = 700 \text{ W}$	$Q_C^{load} = 600 \text{ VAr}$	$\underline{I}_{-B}^{load} = (-2,158 - j0,26) \text{ A}$	$\underline{I}_{load}^- = (-0,251 - j0,937) \text{ A}$
	$L_A^{load} = 210,48 \text{ mH}$	$P_{tot}^{load} = 1500 \text{ W}$	$Q_{tot}^{load} = 1800 \text{ VAr}$	$ \underline{I}_{-B}^{load} = 2,174 \text{ A}$	$ \underline{I}_{load}^- = 0,97 \text{ A}$
	$L_B^{load} = 420,96 \text{ mH}$	$P_{av}^{load} = 500 \text{ W}$	$Q_{av}^{load} = 600 \text{ VAr}$	$\underline{I}_{-C}^{load} = (0,737 + j3,940) \text{ A}$	$\underline{I}_{load}^0 = (0,251 + j0,067) \text{ A}$
	$L_C^{load} = 280,64 \text{ mH}$			$ \underline{I}_{-C}^{load} = 4,008 \text{ A}$	$ \underline{I}_{load}^0 = 0,26 \text{ A}$

Tabelul D2_1.2. Compensatorul dezechilibrat dimensionat prin metoda „clasică” (ABRC).

Component	Equivalent parameters	Real and reactive phase powers		Phase currents	Sequence currents	
Compensator „classic”	Yn	$C_A^Y = 34,241 \mu\text{F}$	$P_A^Y = 0 \text{ W}$	$Q_A^Y = -569,06 \text{ VAr}$	$\underline{I}_A^Y = j2,473 \text{ A}$	$\underline{I}_Y^+ = j2,609 \text{ A}$
		$C_B^Y = 31,017 \mu\text{F}$	$P_B^Y = 0 \text{ W}$	$Q_B^Y = -515,47 \text{ VAr}$	$ \underline{I}_A^Y = 2,473 \text{ A}$	$ \underline{I}_Y^+ = 2,609 \text{ A}$
		$C_C^Y = 43,051 \mu\text{F}$	$P_C^Y = 0 \text{ W}$	$Q_C^Y = -715,47 \text{ VAr}$	$\underline{I}_B^Y = (1,941 - j1,121) \text{ A}$	$\underline{I}_Y^- = (0,251 - j0,067) \text{ A}$
	Δ	$P_{av}^Y = 0 \text{ W}$	$Q_{av}^Y = -600 \text{ VAr}$	$ \underline{I}_B^Y = 2,241 \text{ A}$	$ \underline{I}_Y^- = 0,26 \text{ A}$	
		$P_{tot}^Y = 0 \text{ W}$	$Q_{tot}^Y = -1800 \text{ VAr}$	$\underline{I}_C^Y = (-2,694 - j1,555) \text{ A}$	$\underline{I}_Y^0 = (-0,251 - j0,067) \text{ A}$	
		$P_{av}^Y = 0 \text{ W}$	$Q_{av}^Y = -600 \text{ VAr}$	$ \underline{I}_C^Y = 3,111 \text{ A}$	$ \underline{I}_Y^0 = 0,26 \text{ A}$	
Compensator „classic”	Δ	$C_{AB}^A = 4,632 \mu\text{F}$	$P_A^A = 0 \text{ W}$	$Q_A^A = -230,94 \text{ VAr}$	$\underline{I}_A^A = j1,004 \text{ A}$	$\underline{I}_A^+ = (0 + j0) \text{ A}$
		$L_{BC}^A = 1,0937 \text{ H}$	$P_B^A = 200 \text{ W}$	$Q_B^A = 115,47 \text{ VAr}$	$ \underline{I}_A^A = 1,004 \text{ A}$	$ \underline{I}_A^- = 0 \text{ A}$
		$C_{CA}^A = 4,632 \mu\text{F}$	$P_C^A = -200 \text{ W}$	$Q_C^A = 115,47 \text{ VAr}$	$\underline{I}_B^A = (-0,87 - j0,502) \text{ A}$	$\underline{I}_A^- = j1,004 \text{ A}$
	Yn+Δ	$P_{tot}^A = 0 \text{ W}$	$Q_{tot}^A = 0 \text{ VAr}$	$ \underline{I}_B^A = 1,004 \text{ A}$	$ \underline{I}_A^- = 1,004 \text{ A}$	
		$P_{av}^A = 0 \text{ W}$	$Q_{av}^A = 0 \text{ VAr}$	$\underline{I}_C^A = (0,87 - j0,502) \text{ A}$	$\underline{I}_A^0 = (0 + j0) \text{ A}$	
				$ \underline{I}_C^A = 1,004 \text{ A}$	$ \underline{I}_A^0 = 0 \text{ A}$	
Compensator „classic”	Yn+Δ	$P_A^{comp} = 0 \text{ W}$	$Q_A^{comp} = -800 \text{ VAr}$	$\underline{I}_A^{comp} = j3,748 \text{ A}$	$\underline{I}_{comp}^+ = j2,609 \text{ A}$	
		$P_B^{comp} = 200 \text{ W}$	$Q_B^{comp} = -400 \text{ VAr}$	$ \underline{I}_A^{comp} = 3,748 \text{ A}$	$ \underline{I}_{comp}^+ = 2,609 \text{ A}$	
		$P_C^{comp} = -200 \text{ W}$	$Q_C^{comp} = -600 \text{ VAr}$	$\underline{I}_B^{comp} = (1,071 - j1,623) \text{ A}$	$\underline{I}_{comp}^- = (0,251 + j0,937) \text{ A}$	
	Yn+Δ	$P_{tot}^{comp} = 0 \text{ W}$	$Q_{tot}^{comp} = -1800 \text{ VAr}$	$ \underline{I}_B^{comp} = 1,945 \text{ A}$	$ \underline{I}_{comp}^- = 0,97 \text{ A}$	
		$P_{av}^{comp} = 0 \text{ W}$	$Q_{av}^{comp} = -600 \text{ VAr}$	$\underline{I}_C^{comp} = (-1,824 - j2,057) \text{ A}$	$\underline{I}_{comp}^0 = (-0,251 - j0,067) \text{ A}$	
				$ \underline{I}_C^{comp} = 2,749 \text{ A}$	$ \underline{I}_{comp}^0 = 0,26 \text{ A}$	

Tabelul D2_1.3. Compensatorul dezechilibrat dimensionat în varianta 5 (ABCC).

Component	Equivalent parameters	Real and reactive phase powers		Phase currents	Sequence currents	
Compensator variant no. 5	Yn	$C_A^Y = 3,225 \mu\text{F}$ $C_B^Y = 0 \mu\text{F}$ $C_C^Y = 12,034 \mu\text{F}$	$P_A^Y = 0 \text{ W}$ $P_B^Y = 0 \text{ W}$ $P_C^Y = 0 \text{ W}$ $P_{tot}^Y = 0 \text{ W}$ $P_{av}^Y = 0 \text{ W}$	$Q_A^Y = -53,59 \text{ VAr}$ $Q_B^Y = 0 \text{ VAr}$ $Q_C^Y = -200 \text{ VAr}$ $Q_{tot}^Y = -253,59 \text{ VAr}$ $Q_{av}^Y = -84,53 \text{ VAr}$	$I_A^Y = j0,233 \text{ A}$ $ I_A^Y = 0,233 \text{ A}$ $I_B^Y = (0 + j0) \text{ A}$ $ I_B^Y = 0 \text{ A}$ $I_C^Y = (-0,753 - j0,435) \text{ A}$ $ I_C^Y = 0,869 \text{ A}$	$I_Y^+ = j0,367 \text{ A}$ $ I_Y^+ = 0,367 \text{ A}$ $I_Y^- = (0,251 - j0,067) \text{ A}$ $ I_Y^- = 0,26 \text{ A}$ $I_Y^0 = (-0,251 - j0,067) \text{ A}$ $ I_Y^0 = 0,26 \text{ A}$
	Δ	$C_{AB}^\Delta = 14,971 \mu\text{F}$ $C_{BC}^\Delta = 1,075 \mu\text{F}$ $C_{CA}^\Delta = 14,971 \mu\text{F}$	$P_A^\Delta = 0 \text{ W}$ $P_B^\Delta = 200 \text{ W}$ $P_C^\Delta = -200 \text{ W}$ $P_{tot}^\Delta = 0 \text{ W}$ $P_{av}^\Delta = 0 \text{ W}$	$Q_A^\Delta = -746,41 \text{ VAr}$ $Q_B^\Delta = -400 \text{ VAr}$ $Q_C^\Delta = -400 \text{ VAr}$ $Q_{tot}^\Delta = -1546,41 \text{ VAr}$ $Q_{av}^\Delta = -515,47 \text{ VAr}$	$I_A^\Delta = j3,245 \text{ A}$ $ I_A^\Delta = 3,245 \text{ A}$ $I_B^\Delta = (1,071 - j1,623) \text{ A}$ $ I_B^\Delta = 1,944 \text{ A}$ $I_C^\Delta = (-1,071 - j1,623) \text{ A}$ $ I_C^\Delta = 1,944 \text{ A}$	$I_\Delta^+ = j2,241 \text{ A}$ $ I_\Delta^+ = 2,241 \text{ A}$ $I_\Delta^- = j1,004 \text{ A}$ $ I_\Delta^- = 1,004 \text{ A}$ $I_\Delta^0 = (0 + j0) \text{ A}$ $ I_\Delta^0 = 0 \text{ A}$
	Yn+Δ	-	$P_A^{comp} = 0 \text{ W}$ $P_B^{comp} = 200 \text{ W}$ $P_C^{comp} = -200 \text{ W}$ $P_{tot}^{comp} = 0 \text{ W}$ $P_{av}^{comp} = 0 \text{ W}$	$Q_A^{comp} = -800 \text{ VAr}$ $Q_B^{comp} = -400 \text{ VAr}$ $Q_C^{comp} = -600 \text{ VAr}$ $Q_{tot}^{comp} = -1800 \text{ VAr}$ $Q_{av}^{comp} = -600 \text{ VAr}$	$I_A^{comp} = j3,478 \text{ A}$ $ I_A^{comp} = 3,478 \text{ A}$ $I_B^{comp} = (1,071 - j1,623) \text{ A}$ $ I_B^{comp} = 1,944 \text{ A}$ $I_C^{comp} = (-1,824 - j2,058) \text{ A}$ $ I_C^{comp} = 2,75 \text{ A}$	$I_{comp}^- = j2,609 \text{ A}$ $ I_{comp}^- = 2,609 \text{ A}$ $I_{comp}^+ = (0,251 + j0,937) \text{ A}$ $ I_{comp}^+ = 0,97 \text{ A}$ $I_{comp}^0 = (-0,251 - j0,067) \text{ A}$ $ I_{comp}^0 = 0,26 \text{ A}$

Tabelul D2_1.4. Ansamblul sarcină compensator văzut dinspre rețea (sursă), valabil pentru aplicarea ambelor tipuri de compensatoare.

Component	Equivalent parameters	Real and reactive phase powers		Phase currents	Sequence currents
Network (Yn connexion)	$R_A^{net} = 105,80 \Omega$ $R_B^{net} = 105,80 \Omega$ $R_C^{net} = 105,80 \Omega$	$P_A^{net} = 500 \text{ W}$ $P_B^{net} = 500 \text{ W}$ $P_C^{net} = 500 \text{ W}$ $P_{tot}^{net} = 1500 \text{ W}$ $P_{av}^{net} = 500 \text{ W}$	$Q_A^{net} = 0 \text{ VAr}$ $Q_B^{net} = 0 \text{ VAr}$ $Q_C^{net} = 0 \text{ VAr}$ $Q_{tot}^{net} = 0 \text{ VAr}$ $Q_{av}^{net} = 0 \text{ VAr}$	$I_A^{net} = (2,174 + j0) \text{ A}$ $ I_A^{net} = 2,174 \text{ A}$ $I_B^{net} = (-1,087 - j1,883) \text{ A}$ $ I_B^{net} = 2,174 \text{ A}$ $I_C^{net} = (-1,087 + j1,883) \text{ A}$ $ I_C^{net} = 2,174 \text{ A}$	$I_{net}^+ = (2,174 + j0) \text{ A}$ $ I_{net}^+ = 2,174 \text{ A}$ $I_{net}^- = (0 + j0) \text{ A}$ $I_{net}^0 = (0 + j0) \text{ A}$

Calculul a fost efectuat prin considerarea unor condiții simplificatoare obișnuite:

- sursa se consideră una ideală, furnizând un set de tensiuni perfect simetrice și sinusoidale, astfel că dezechilibrul se va manifesta numai în curenți;
- elementele de circuit sunt de tip R, L, C și se consideră ideale, perfect liniare;
- se neglijează impedanțele legăturilor dintre elementele componente ale circuitului, inclusiv impedanța conductorului neutru.

Valoarea efectivă a tensiunilor pe cele trei faze este de 230 V, fazorul corespunzător tensiunii fazei A se amplasează în axa reală a planului complex și frecvența de lucru este de 50 Hz.

Din analiza rezultatelor calculului efectuat cu instrumentul MathCAD, se pot observa următoarele:

1. În ambele variante de dimensionare compensatorul Y_n nu intervine decât asupra circulației de putere reactivă pe faze, debitând putere reactivă;
2. În varianta ABRC compensatorul Y_n furnizează întreaga putere reactivă necesară compensării totale a puterii reactive a sarcinii pe secvența pozitivă, pe când în varianta 5, acest rol revine preponderent compensatorului Δ ;
3. În varianta ABRC compensatorul Δ face o redistribuire a puterilor active respectiv reactive între faze, fără a modifica bilanțul acestora pe ansamblul celor trei faze; el nu intervine decât în circulația curenților de secvență negativă;
4. Compensatorul Δ din componența ABRC, deși conține numai elemente reactive de circuit (două capacități și o inductivitate), intervine și asupra circulației de putere activă pe faze; este valabilă și afirmația conform căreia, dacă ar conține numai rezistențe de valori inegale, compensatorul Δ ar interveni și asupra circulației puterilor reactive pe faze;
5. În ambele variante de dimensionare, compensatorul Δ intervine identic asupra circulației de putere activă, ceea ce este efectul faptului că intervine identic asupra circulației curenților de secvență negativă; concluzia este firească, având în vedere că intervenția este diferită doar asupra circulației curenților de secvență pozitivă;
6. Ansamblul compensator ($Y_n + \Delta$) are exact același efect în ambele variante de dimensionare: compensează total cele cinci componente ale curenților de secvență ai sarcinii: componenta reactivă a curenților de secvență pozitivă, componentele reale și imaginare ale componentelor de secvență negativă și zero.

Este evident că varianta ABCC a compensatorului este mai avantajoasă decât varianta clasică ABRC, ea conținând doar capacități, deci baterii de condensatoare monofazate dacă vorbim despre o structură reală.

Pentru verificarea rezultatelor calculului efectuat în Mathcad, s-a realizat o modelare a acelorași circuite trifazate prin utilizarea instrumentului Matlab-Simulink, modulul SimPowerSys (fig. D2_3). S-a luat în considerare numai utilizarea ABCC, varianta 5 de dimensionare. Se poate constata că pentru regimul normal de funcționare, instrumentele de măsură virtuale au indicat practic aceleași valori ale puterilor și curenților ca cele obținute prin calculul în MathCAD. În figurile D2_4(a-e) sunt prezentate oscilogramele obținute cu osciloscoapele virtuale instalate în cele patru secțiuni considerate semnificative: la bornele sarcinii, ale compensatorului Y_n , ale compensatorului Δ , respectiv la rețea (sursă).

Efectul acțiunii celor două componente ale compensatorului se poate vedea în oscilogramele celor trei curenți de pe fazele circuitului trifazat în PCC (racordul la rețea), figura D2_4.e. Se poate constata echilibrarea perfectă, succesiunea pozitivă și de asemenea reducerea amplitudinii curenților ca urmare a compensării componentelor reactive ale curenților de secvență pozitivă. O suprapunere a acestor oscilograme peste cele ale tensiunilor de fază arată defazaje nule între curentul și tensiunea de pe aceeași fază, ceea ce demonstrează caracterul activ al curenților și puterilor.

Calculul și modelarea efectuate în acest studiu de caz demonstrează că se poate obține compensarea puterii reactive inductive a sarcinilor dezechilibrate și totodată echilibrarea totală a sarcinii prin compensare capacitivă dezechilibrată, prin utilizarea unui compensator static automat de putere reactivă (SVC0 de tip *Adaptive Balancing Capacitive Compensator (ABCC)*).

D2.7 Concluzii

Problema echilibrării sarcinilor rețelelor de distribuție trifazate este o componentă foarte importantă a problemei generale a calității energiei electrice. Echipa condusă de către autorul lucrării de față are contribuții semnificative în domeniul echilibrării artificiale a sarcinii prin utilizarea de compensatoare reactive dezechilibrate respectiv o formă particulară a acestora pe care o constituie compensatorul capacitiv dezechilibrat. Această temă de cercetare se înscrie în preocupările actuale ale cercetării pe plan mondial în contextul în care creșterea calității energiei electrice în *punctul comun de cuplare (PCC)* între instalațiile consumatorilor și cele ale operatorilor de distribuție, depinde tot mai mult de utilizarea unor echipamente specializate, capabile să intervină în rețea pentru eliminarea sau atenuarea perturbațiilor.

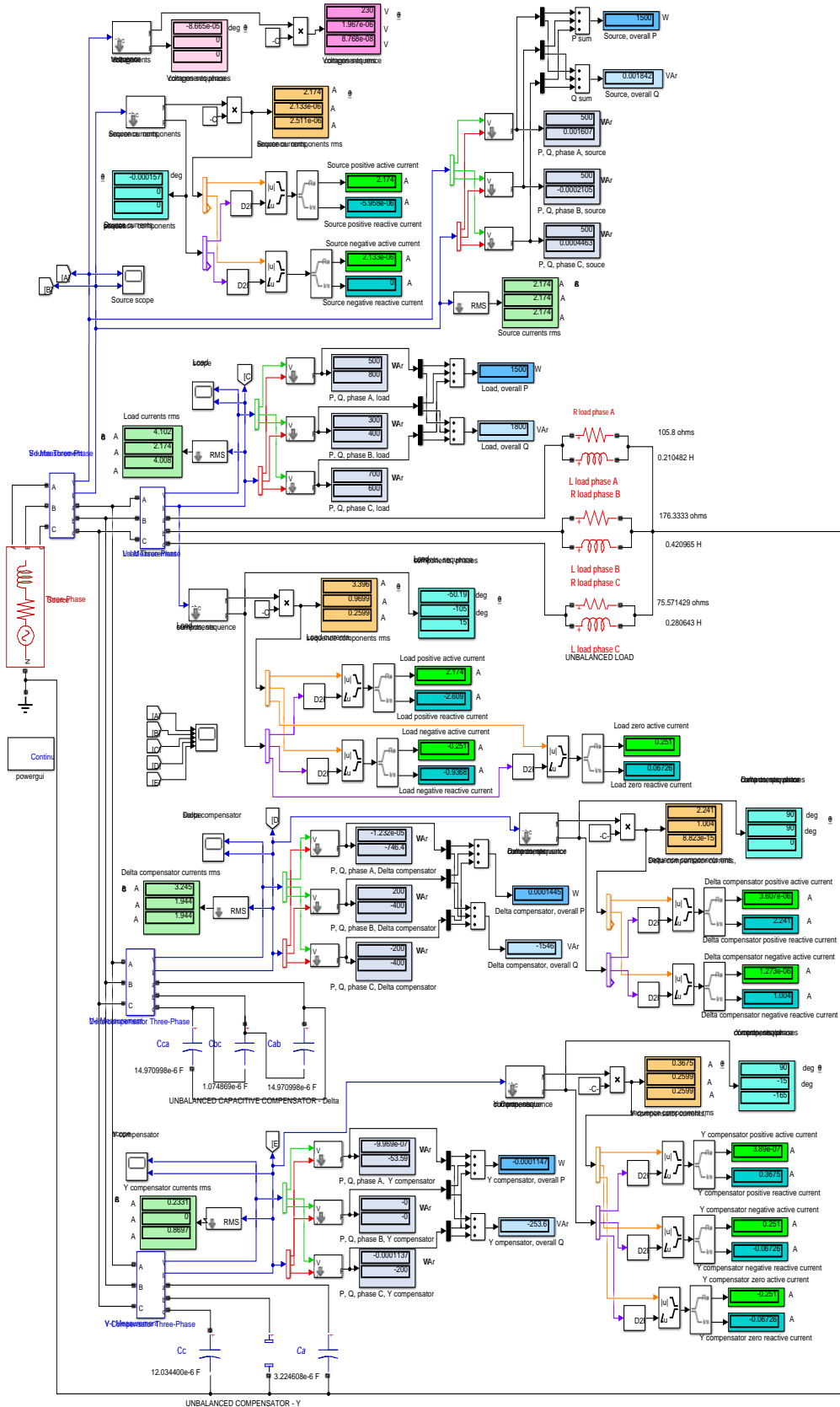


Fig. D2_3. Diagrama modelului studiat cu Matlab – Simulink.

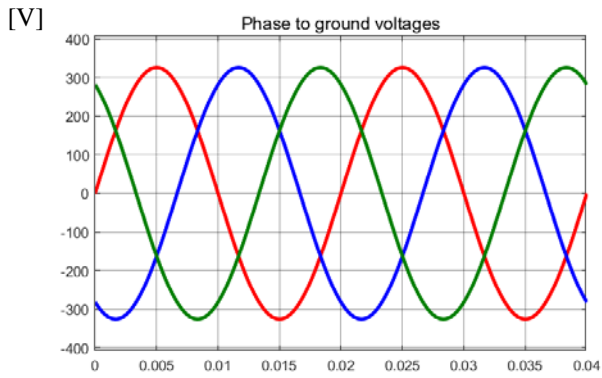


Fig. D2_4. a) [s]

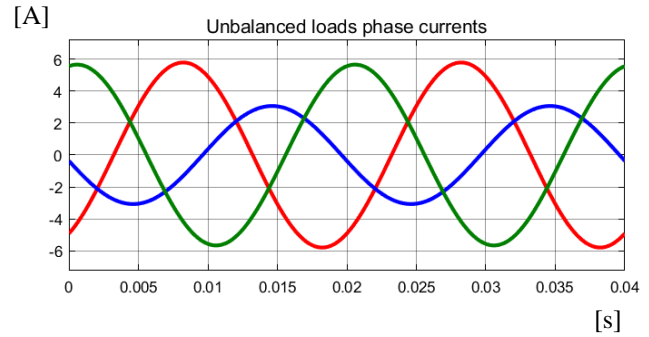


Fig. D2_4. b)

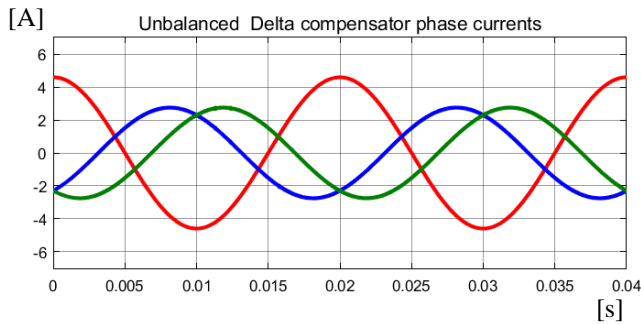


Fig. D2_4. c)

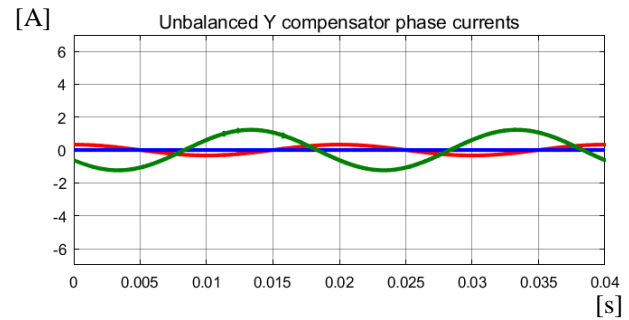


Fig. D2_4. d)

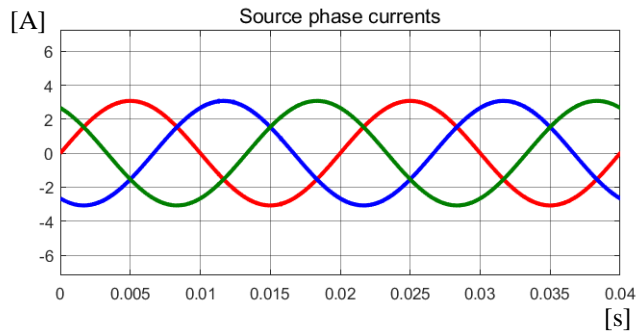


Fig. D2_4. e)

Fig. D2_4. Oscilogramele tensiunilor și curenților în secțiunile ansamblului sarcină – compensator:

- a) tensiunile de fază;
- b) curenții pe fazele sarcinii;
- c) curenții pe fazele compensatorului Δ ;
- d) curenții pe fazele compensatorului Y_n ;
- e) curenții pe fazele ansamblului sarcină - compensator (absorbiți din rețea).

Deși în ultimele decade se constată apariția și dezvoltarea continuă a unor echipamente de înaltă performanță, construite ca aplicații avansate ale electronii de putere, așa cum sunt compensatoarele din categoria *Switching Power Converter (SPC)*, compensatoarele de putere reactivă bazate pe elemente pasive de circuit *Reactive Power Compensators (RPC)*, așa cum sunt cele de tip *Static Var Compensators (SVCs)*, rămân valabile pentru o largă zonă de aplicații în instalațiile consumatorilor și ale operatorilor de distribuție a energiei electrice. Este vorba despre acele aplicații la care, pentru selectarea soluțiilor destinate creșterii calității energiei electrice, criteriul referitor la costurile instalării și exploatării echipamentelor este mai important decât cele referitoare la viteza de reacție sau precizia reglajului.

Acesta este și cazul echipamentelor destinate îmbunătățirii factorului de putere și echilibrării sarcinii într-o rețea de distribuție trifazată. Așa cum se știe, cele două funcții pot fi realizate simultan prin utilizarea unui *SVC* dezechilibrat, întâlnit sub denumirea de *Adaptive Balancing Compensator (ABC)*, realizat prin reglarea parametrilor echivalenței ai unor circuite care conțin bobine respectiv baterii de condensatoare monofazate, prin utilizarea de dispozitive de tip *Thyristor Controlled Reactor (TCR)* respectiv *Thyristor Switched Capacitor (TSC)*.

Se prezintă modelul matematic aferent dimensionării respectiv funcționării unui *Adaptive Balancing Reactive Compensator (ABRC)* destinat unei rețele trifazate cu patru conductoare și apoi câteva metode de redimensionare a acestuia pentru a fi transformat într-un *Adaptive Balancing Capacitive Compensator (ABCC)*.

Cu ajutorul unor instrumente matematice și de modelare se analizează circulația de puteri și curenți pe fazele ansamblului sarcină-compensator, în cadrul unui studiu de caz ce aplică ambele tipuri de compensatoare. Rezultatele studiului demonstrează că se poate obține compensarea totală a puterii reactive pe secvența pozitivă și echilibrarea totală a sarcinilor trifazate, prin compensare capacitivă dezechilibrată.

Pentru o mare parte a consumatorilor industriali sau comerciali, un SVC de tip ABCC ce comandă individual comutația treptelor unor baterii de condensatoare monofazate, devine o soluție foarte avantajoasă, atât prin micșorarea costurilor ca urmare a eliminării bobinelor de mare putere, cât și prin simplificarea reglajului automat al compensării.

Direcția tematică 3. Evaluarea nesimetriilor de impedanță în rețelele electrice trifazate și a efectelor acestora

D3.1 Stadiul actual al cercetărilor privind modelarea liniilor electrice trifazate în coordonate de fază

Metoda componentelor simetrice de secvență pozitivă, negativă și zero este cea mai folosită metodă pentru analiza regimurilor normale de funcționare ale SEE [D3_1]. Ea este însă o metodă aproximativă, ce are la bază o ipoteză simplificatoare cu care se construiește modelul matematic, constând în considerarea simetriei parametrilor echivalenți de fază, proprii sau mutuali, longitudinali sau transversali. Așa cum este cunoscut, metoda componentelor simetrice utilizează pentru modelarea rețelei trifazate reale, trei rețele trifazate fictive, caracterizate de mărimi electrice fictive (impedanțe, curenți, tensiuni, puteri). Impedanțele de fază ale elementelor componente trifazate ale unui SEE au însă nesimetrii mai mici sau mai mari ce derivă din nesimetria lor constructivă (geometrică). Deci regimurile normale de funcționare ale unui SEE sunt mai mult sau mai puțin dezechilibrate, nu numai ca urmare a dezechilibrelor de sarcină ci și a nesimetriilor impedanțelor echivalente. Astfel, deși în cele mai multe situații aplicarea metodei componentelor simetrice dă rezultate suficient de bune, sunt multe cazuri în care, pentru o apropiere mai mare de situațiile reale, mai ales în cazurile cu nesimetrii și dezechilibre importante, este necesară modelarea rețelei prin impedanțe echivalente de fază și aplicarea metodelor de calcul în coordonate de fază.

Eforturile de perfecționare a metodelor ce utilizează coordonatele de fază au fost neîntrerupte în ultimele decade [D3_2,3] și continuă în prezent [D3_4]. În cazul rețelelor de transport studiile au avut în vedere în primul rând nesimetriile de impedanță introduse de LEA de transport netranspuse.

Astfel, în [D3_5,6,7] se poate găsi o descriere detaliată a modelării LEA de transport netranspuse aflate pe trasee paralele și a influenței mutuale a acestora. Lucrarea [D3_8] prezintă o metodă de rezolvare a calculului circulației de puteri pentru rețelele de distribuție dezechilibrate, constând în modelarea fiecărei faze prin decuplarea acesteia de restul rețelei, ceea ce permite calculul circulației de puteri pe fiecare fază în parte. Nesimetriile produse atunci când liniile aeriene trifazate de înaltă tensiune au trasee comune sunt prezentate și în lucrarea [D3_9] în care se analizează dezechilibrele pronunțate ale curenților, determinate de cuplajele mutuale dintre circuite, cuplaje care se formează mai ales atunci când unul sau mai multe dintre acestea sunt încărcate foarte puternic. Pentru atenuarea acestor dezechilibre este propusă o tehnică ce aplică principiul transpunerii liniilor. Aceasta este apoi verificată pentru o situație reală în care există 6 circuite cu traseu comun. Aplicabilă pentru orice configurație de LEA având traseu comun, această tehnică conduce la reducerea dezechilibrelor curenților, asigurând o creștere a stabilității exploatarea liniilor puternic încărcate.

Modelarea funcționării liniilor aeriene trifazate de înaltă tensiune în componente (coordonate) de fază este din ce în ce mai necesară pentru calculul curenților de defect și reglajul protecțiilor prin relee. În acest sens, în [D3_10] se dezvoltă o metodă de analiză în coordonate de fază a defectelor în sisteme trifazate, utilizând modelul echivalent Thevenin trifazat. Metoda poate fi aplicată în rețele trifazate și permite calculul curenților de defect prin folosirea de ecuații simple. Aplicată pentru început la rețele cu configurații simple, metoda poate fi dezvoltată și pentru rețele cu configurații complexe. Pentru a obține maximizarea performanțelor funcționale ale sistemelor de protecții prin relee a liniilor electrice în general și a protecțiilor de distanță ale liniilor electrice aeriene de transport în particular, nu mai este suficient calculul parametrilor echivalenți de fază, proprii și mutuali ci este obligatorie măsurarea acestora pe fiecare linie în parte. Această idee este susținută și în [D3_11] unde, bazându-se pe măsurători de precizie efectuate pe 54 de linii aeriene și subterane, cu tensiuni nominale cuprinse între 10-400 kV, autorii ajung la concluzia că valorile impedanțelor reale sunt mult diferite de cele calculate, ca efect al asimetriei foarte pronunțate a impedanțelor echivalente ale LEA de transport care, în cea mai mare parte a lor, sunt netranspuse. Se susține astfel afirmația că transpunerea fazelor LEA de transport este necesară nu numai pentru a limita dezechilibrele în circulația de puteri ci și din condiția asigurării unei funcționări corecte a sistemelor de protecții prin relee.

Modelarea în coordonate de fază este utilizată de mulți autori pentru analiza regimurilor normale de funcționare. Spre exemplu, în [D3_12] se apelează la metoda de calcul al circulației de puteri în componente (coordonate) de fază pentru determinarea influenței asimetriei parametrilor de fază ai unei linii electrice de transport netranspuse asupra nesimetriei tensiunilor într-o zonă de rețea. De asemenea poate fi amintită lucrarea [D3_13] în care se prezintă analiza influenței asimetriei impedanțelor asupra eficienței transferului energiei electrice prin rețelele de transport de 110-400 kV. În acest scop se utilizează rezultatele monitorizării de sincro-fazori pentru fiecare dintre elementele componente ale rețelei, pe baza cărora se calculează apoi matricele impedanțelor și admitanțelor echivalente de fază.

Considerarea nesimetriilor de impedanță este posibilă în prezent în toate instrumentele informatice importante pentru analiza SEE. Spre ex. în [D3_14] autorii arată că DIgSILENT PowerFactory, permite considerarea cuplajelor mutuale inductive și capacitive care se formează la liniile electrice paralele (dublu circuit), în funcție de tipul de stâlp sau geometria acestuia. Pe baza rezultate studiilor de caz efectuate prin aplicarea acestui instrument software, autorii arată că nesimetria tensiunilor este cauzată în principal de existența curenților transversali, corespunzător cuplajelor capacitive dintre conductoarele de fază și pământ respectiv dintre conductoarele de fază și conductoarele de protecție. De asemenea se constată că cuplajele magnetice dintre faze (cărora le corespund impedanțele inductive mutuale) determină dezechilibre relativ scăzute.

Un mare număr de studii din literatura de specialitate actuală aplică pentru studiul efectelor nesimetriilor de impedanță din sistemele trifazate, o formă particulară a metodei componentelor simetrice. Aceasta renunță la neglijarea nesimetriilor impedanțelor de fază, astfel că matricea impedanțelor de secvență are elementele nedigonale nenule. Ceea ce înseamnă că circuitele echivalente de secvență pozitivă, negativă și zero nu mai sunt independente, ci sunt cuplate prin niște impedanțe care nu mai pot fi neglijate [D3_15,16]. În acest context, în [D3_17] autorii arată că în cazul liniilor aeriene trifazate de înaltă tensiune netranspuse, în circuitul echivalent de secvență negativă apare o tensiune, cunoscută sub denumirea de *emisie de tensiune de dezechilibru*. Articolul prezintă o metodologie de construcție a unei scheme echivalente cuadripolare prin intermediul căreia se cuplează circuitele echivalente de secvență pozitivă și negativă. Metoda se bazează pe schema echivalentă a unui transformator ideal având raport de transformare complex. În cazul nesimetriilor produse de liniile aeriene trifazate de înaltă tensiune netranspuse ce au trasee comune, aplicarea metodei coordonatelor simetrice duce la apariția unor impedanțe echivalente de cuplaj între schema echivalentă de secvență pozitivă și cea de secvență zero [D3_18]. Lucrarea prezintă o schema echivalentă cuadripolară prin care se modelează cuplajul între cele două circuite, mai exact influența schemei de secvență pozitivă asupra schemei de secvență zero. Această influență este modelată printr-o sursă de tensiune controlată de curentul de secvență pozitivă, fiind dependentă de nivelul de asimetrie a parametrilor de fază. În același context, în [D3_19] autorii prezintă o metodă originală de modelare a circuitelor trifazate sau hexafazate ce aparțin rețelelor reale de c.a. ce conțin LEA de transport netranspuse, constând în determinarea impedanțelor de cuplare dintre rețelele fictive de secvență. Metoda este aplicabilă la analiza defectelor de orice tip, inclusiv a celor simultane și indiferent de numărul de faze implicate. Elementele nedigonale nenule ale matricei impedanțelor de secvență sunt utilizate și în [D3_20], de data aceasta pentru a se analiza influența transpunerii fazelor, respectiv influența lungimilor LEA de transport, asupra nesimetriei tensiunilor din nodurile rețelei.

Secțiunea de față a tezei de abilitare prezintă succint rezultatelor unor studii efectuate de către echipa coordonată de autorul lucrării, ce fac parte din aceeași direcție tematică, cea dedicată evaluării numerice a efectelor nesimetriilor de impedanță și admitanță asupra regimurilor de funcționare ale liniilor electrice trifazate [D3_21-23]. Modelul matematic aferent modelării în componente de fază a unei LEA de transport se aplică pentru o LEA de 110 kV netranspusă reală, cu scopul validării unui fenomen „paradoxal” observat de către specialiștii unui operator de distribuție a energiei electrice, la funcționarea în regim de mers în gol. În acest scop s-au calculat mai întâi parametrii echivalenți de fază longitudinali și transversali și apoi s-a efectuat calculul circulației de puteri pentru regimul studiat, folosind o schemă echivalentă cu nouă octopoli echivalenți identici. Metoda de calcul a fost implementată în instrumentul de calcul Mathcad și aplicată atât pentru linia netranspusă cât și pentru varianta transpusă. Valorile obținute prin calcul sunt similare cu cele obținute prin măsurare, ceea ce confirmă fenomenul produs și validează corectitudinea modelului matematic.

D3.2 Descrierea unui fenomen „paradoxal” observat la o LEA 110 kV funcționând în regim de mers în gol

Specialiști ai unui operator de distribuție a energiei electrice din România (E-Distribuție Banat) au observat în mai multe rânduri un fenomen pe care nu l-au putut explica, ce se producea la liniile electrice aeriene de înaltă tensiune netranspuse, cu tensiunea nominală de 110 kV, funcționând în regim de mers în gol.

Într-un astfel de regim linia preia din rețeaua la care este racordată energie reactivă capacitivă, ceea ce este echivalent cu injectarea (debitarea) în rețea a unei energii reactive inductive, fenomen în conformitate cu așteptările: pe linie circulă curenți cu un pronunțat caracter capacitiv, determinați de capacitățile naturale ale liniei. Acești curenți au valori efective relativ mici și produc pierderi de energie reactivă pe impedanțele echivalente inductive longitudinale, care sunt însă mult mai mici decât energia reactivă absorbită de capacitățile naturale ale liniei. Deci energia reactivă absorbită din sistem la începutul liniei este capacitivă.

„Paradoxul” se referă la energia activă. La multe linii, în regim de mers în gol se constată că energia activă la începutul liniei este una negativă, ceea ce înseamnă că linia injectează energie activă în rețeaua la care este racordată, adică se comportă ca o sursă de putere activă. Acest fenomen este în contradicție cu așteptările, pentru că linia funcționând în gol este un receptor de energie activă. În acest regim linia ar trebui să consume energie activă, în principal ca urmare a efectului termic al curentului (Joule-Lenz) și într-o foarte mică măsură, din cauza imperfecțiunii izolației respectiv a efectului corona. Măsurând puterile active pe faze s-a constatat că semnul energiei active vine din semnul puterilor active: în unele cazuri pe o fază, în alte cazuri pe două faze, puterea activă are semnul negativ, iar suma celor trei puteri active pe faze este de asemenea negativă.

Pentru exemplificare se prezintă cazul unei LEA cu tensiunea nominală de 110 kV, situată într-o zonă de rețea la care sunt racordate substații de transformare pentru alimentarea tracțiunii electrice feroviare. Schema electrică monofilară simplificată a acestei zone se prezintă în figura D3_1.

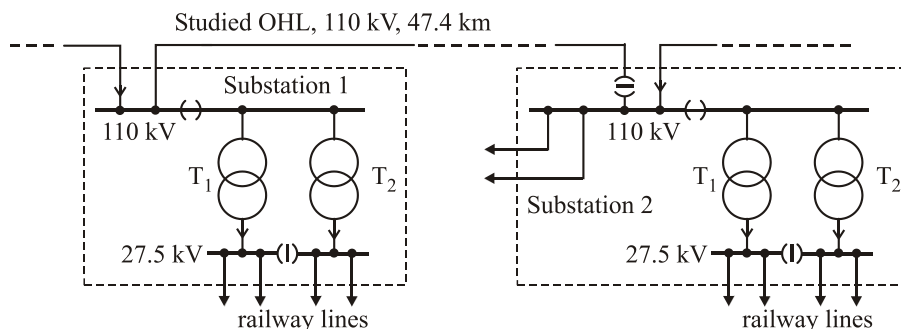


Fig. D3_1. Schema electrică monofilară simplificată a zonei de rețea din care face parte linia studiată.

În figura D3_2 sunt date sub formă grafică valorile tensiunilor, curenților, puterilor active și puterilor reactive înregistrate la începutul liniei studiate, pe intervale de 10 minute. Echipamentul de monitorizare utilizat este de tip Janitza UMG 511.

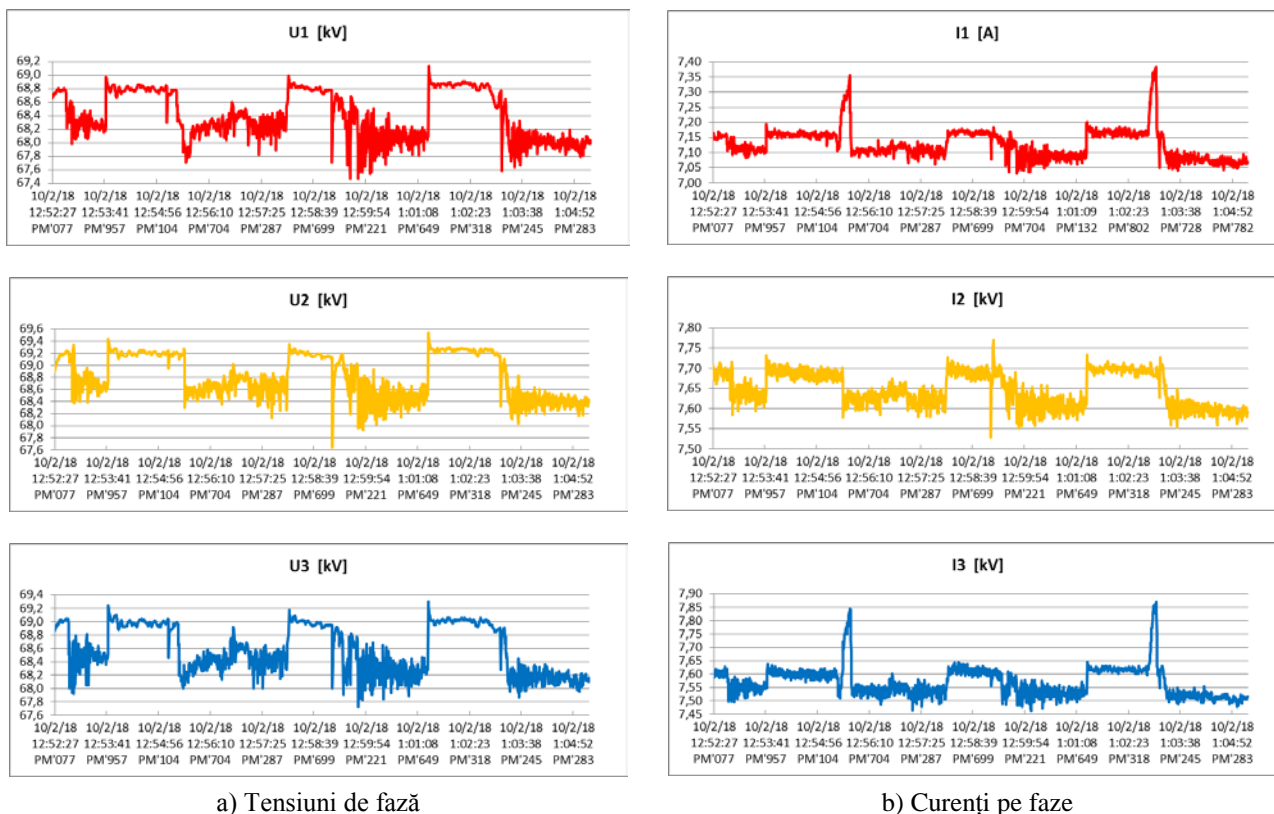


Fig. D3_2. Înregistrări ale valorilor mărimilor electrice la începutul liniei analizate.

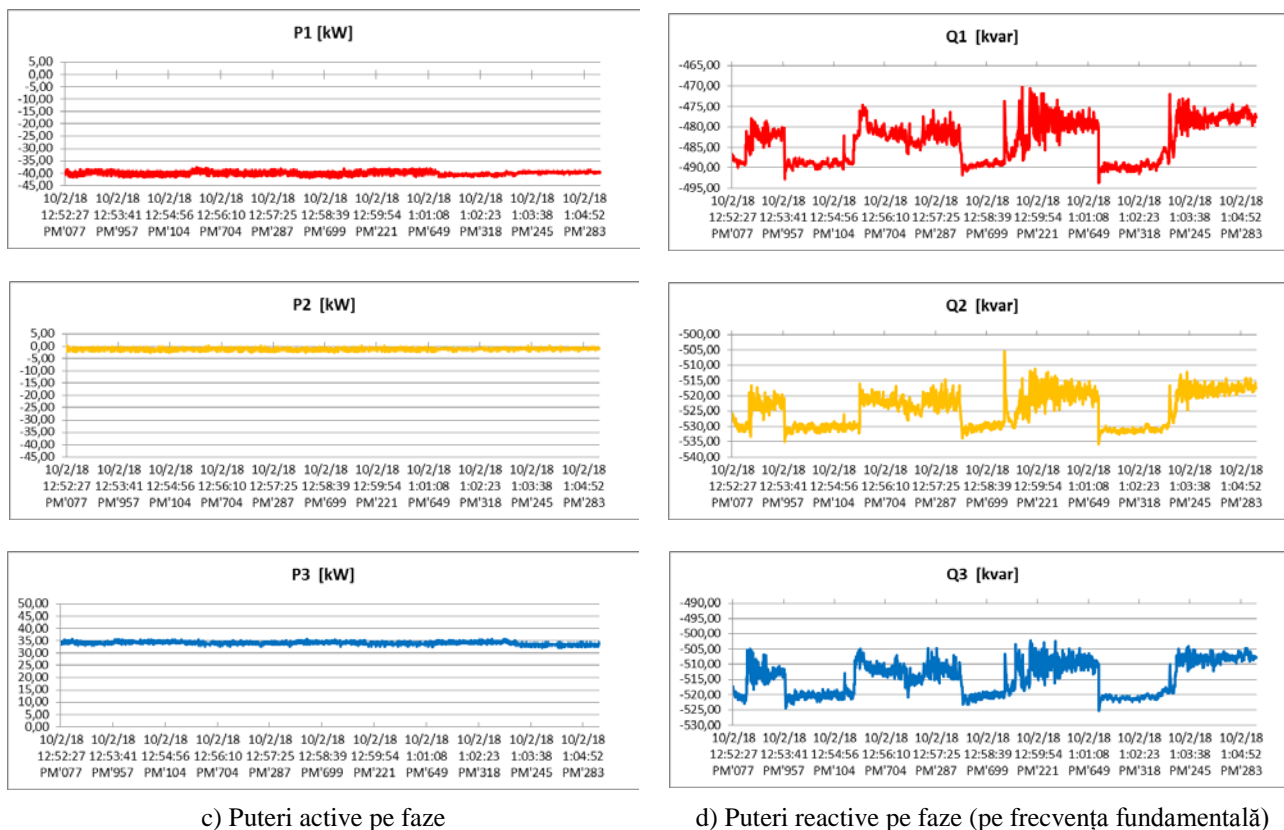


Fig. D3_2 (continuare). Înregistrări ale valorilor mărimilor electrice la începutul liniei analizate.

Analizând valorile măsurate se observă de la început prezența unor variații rapide periodice ale valorilor efective ale tensiunilor de fază măsurate pe barele colectoare de IT ale substației 1. Acest lucru este determinat de regimul de funcționare al sarcinii, constituită de locomotivele electrice care traversează în ambele sensuri, periodic, zona de linie feroviară alimentată din substația 1.

Valorile efective medii pe intervalul de timp de măsurare simultană a tensiunilor pe faze au fost:

$$U_{1\text{ av}} = 68,447\text{ kV}, U_{2\text{ av}} = 68,863\text{ kV}, U_{3\text{ av}} = 68,627\text{ kV}.$$

Variațiile rapide periodice ale valorilor efective ale tensiunilor de fază măsurate pe barele colectoare de 110 kV ale substației 1 se regăsesc în forma de variație a curenților, puterilor active și puterilor reactive măsurate la începutul LEA studiate, pentru că aceasta este racordată la aceleași bare de IT ca și substația de alimentare a tracțiunii feroviare. Valorile efective medii pe intervalul de timp de măsurare simultană a curenților pe faze au fost: $I_{1\text{ av}} = 7,132\text{ A}$, $I_{2\text{ av}} = 7,653\text{ V}$, $I_{3\text{ av}} = 7,574\text{ V}$.

Observând valorile înregistrate pentru puterile active pe cele trei faze se poate constata paradoxul descris mai sus: pe două dintre faze (1 și 2) puterile active au semnul negativ, deci sunt refulate dinspre linie spre rețeaua la care este racordată aceasta, iar pe a treia fază (faza 3) puterea activă are semn pozitiv, fiind deci absorbită (preluată) din rețea. Valorile medii pe intervalul de timp de măsurare simultană a puterilor active pe faze au fost: $P_{1\text{ av}} = -39,996\text{ kW}$, $P_{2\text{ av}} = -1,190\text{ kW}$, $P_{3\text{ av}} = +34,082\text{ kW}$ astfel că valoarea medie a sumelor puterilor active pe același interval de timp a rezultat $P_{\text{tot av}} = -2,368\text{ kW}$.

În ceea ce privește puterile reactive pe faze se observă o variație în valori absolute mai mare decât în cazul puterilor active. Valorile medii pe intervalul de timp de măsurare simultană a puterilor reactive pe faze au fost: $Q_{1\text{ av}} = -483,905\text{ kvar}$, $Q_{2\text{ av}} = -524,903\text{ kvar}$, $Q_{3\text{ av}} = -514,780\text{ kvar}$ iar valoarea medie a sumelor puterilor reactive pe același interval de timp a rezultat $Q_{\text{tot av}} = -1523,588\text{ kvar}$.

Faptul că suma valorilor măsurate ale puterilor active pe faze rezultă negativă în general are un efect minor asupra funcționării sistemelor de măsurare și protecție ale liniei. Dar dacă secțiunea în cauză este la limita zonelor de gestiune a energiei electrice a doi operatori, implicațiile pot deveni importante. O astfel de situație se poate accepta ca efect al erorilor sistemelor de măsurare, mai precis al transformatoarelor de

curent (TC). Se știe că la curenți prin circuitul primar, de valori foarte mici în raport cu curentul nominal, TC au erori relative foarte mari, atât pentru valorile efective cât și pentru fazele curenților secundari. Ori, pentru LEA studiată valorile efective ale curenților nominali sunt 800/1 A, deci în regimul de mers în gol curenții primari sunt mai mici decât 1% din curentul nominal primar al TC.

Cu toate acestea este greu de acceptat că puterile active pe faze sunt pozitive iar sistemele de măsurare indică valori negative. Cauzele acestui fenomen trebuie căutate în altă parte, mai exact în nesimetria parametrilor echivalenți de fază ai liniei.

D3.3 Modelarea LEA în coordonate de fază

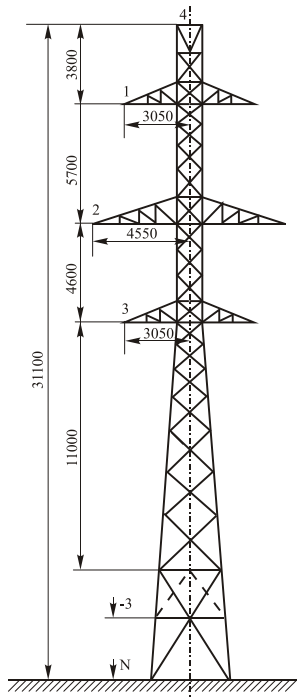


Fig. D3_3. Tipul de stâlp utilizat la construcția liniei analizate.

Linia considerată are un singur circuit trifazat, care însă este instalat pe stâlpi destinați liniilor cu două circuite. Cel de-al doilea circuit, care urma să se instaleze odată cu dezvoltarea rețelei din zona respectivă, nu a fost încă construit.

Așa cum s-a menționat mai sus, tensiunea nominală a liniei este de 110 kV, lungimea acesteia fiind de 47,4 km. Ea este construită cu 86 de stâlpi metalici, cea mai mare parte a acestora având caracteristicile geometrice prezentate în figura D3_3. Cele trei conductoare de fază (indici 1,2,3 - corespunzător fazelor *a*, *b*, *c*) și conductorul de protecție (indice 4 – corespunzător conductorului *n*, legat la pământ - *g*) sunt de tip OL-Al și au secțiunile nominale de 185/32 mm² respectiv 95/55 mm². Izolația este asigurată de lanțuri de izolatoare din sticlă, de tip capă și tijă, având lungimea de 1,8 m.

Modelarea trifazată a liniei, constă în determinarea parametrilor echivalenți primitivi și apoi a parametrilor echivalenți de fază, longitudinali respectiv transversali. Pentru aceasta se va ține cont de faptul că fiecare conductor se situează atât în câmpurile electric și magnetic propriu cât și în câmpurile electrice și magnetice variabile ale conductoarelor învecinate, întregul ansamblu de conductoare fiind amplasat în apropierea solului, al cărui potențial este nul.

D3.3.1 Calculul matricei impedanțelor primitive

Pentru calculul impedanțelor proprii și mutuale ale unei linii electrice sunt unanim acceptate relațiile lui Carson [D3_1,24-27]. Pentru deducerea acestora s-a aplicat metoda imaginilor conductoarelor, în condițiile modelării solului prin folosirea următoarelor ipoteze simplificatoare: solul este un solid uniform, de dimensiuni infinite, având în partea exterioară o suprafață uniformă, perfect plană și a cărui rezistivitate electrică este constantă. De asemenea, se consideră că efectul de capăt introdus prin legarea la pământ a conductorului neutru (conductorului de protecție) este redus pentru valorile frecvențelor ce se regăsesc în rețea, motiv pentru care poate fi neglijat. Prin aplicarea unor simplificări matematice suplimentare s-au obținut relațiile lui Carson modificate, ce s-au dovedit a fi suficient de precise și de aceea larg utilizate, atât pentru modelarea liniilor aeriene cât și a celor subterane.

În figura D3_4 este reprezentat un tronson de lungime unitară al unei LEA trifazate, având un conductor de protecție legat la pământ la ambele capete, căruia îi sunt asociate impedanțele primitive unitare [D3_1]. Relațiile lui Carson modificate pentru calculul impedanțelor primitive unitare proprii respectiv mutuale în cazul unei linii electrice aeriene, sunt:

$$\underline{z}_{ii}^P = r_i + k_1 \cdot f + j \cdot k_2 \cdot f \left(\ln \frac{1}{GMR_i} + k_3 + \frac{1}{2} \ln \frac{\rho}{f} \right) \quad (D3_1)$$

$$\underline{z}_{ij}^P = k_1 \cdot f + j \cdot k_2 \cdot f \left(\ln \frac{1}{D_{ij}} + k_3 + \frac{1}{2} \ln \frac{\rho}{f} \right) \quad (D3_2)$$

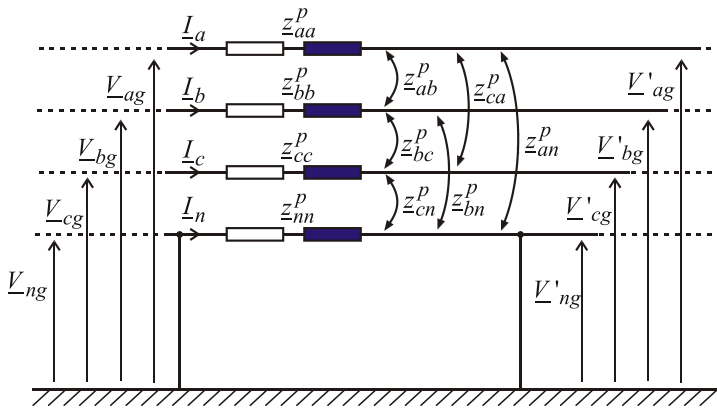


Fig. D3_4. Tronson al unei LEA trifazate și impedențele primitive proprii și mutuale ce se formează.

Conform teoremei a doua a lui Kirchhoff aplicată circuitului din figura 4, se poate scrie relația matricială:

$$[\underline{\mathbf{V}}] = [\underline{\mathbf{V}}'] + [\underline{\mathbf{Z}}^P] \cdot [\underline{\mathbf{I}}] \quad (\text{D3}_3)$$

în care $[\underline{\mathbf{V}}]$ respectiv $[\underline{\mathbf{V}}']$ sunt matricele tensiunilor formate între conductoare și sol în amonte respectiv în aval de elementul considerat, $[\underline{\mathbf{Z}}^P]$ este matricea impedențelor primitive iar $[\underline{\mathbf{I}}]$ este matricea curenților ce traversează cele patru conductoare:

$$[\underline{\mathbf{V}}] = \begin{bmatrix} \underline{V}_{ag} \\ \underline{V}_{bg} \\ \underline{V}_{cg} \\ \underline{V}_{ng} \end{bmatrix}, \quad [\underline{\mathbf{V}}'] = \begin{bmatrix} \underline{V}'_{ag} \\ \underline{V}'_{bg} \\ \underline{V}'_{cg} \\ \underline{V}'_{ng} \end{bmatrix}, \quad (\text{D3}_4)$$

$$[\underline{\mathbf{I}}] = \begin{bmatrix} \underline{I}_{ag} \\ \underline{I}_{bg} \\ \underline{I}_{cg} \\ \underline{I}_{ng} \end{bmatrix}, \quad [\underline{\mathbf{Z}}^P] = \begin{bmatrix} \underline{z}_{aa}^p & \underline{z}_{ab}^p & \underline{z}_{ac}^p & \underline{z}_{an}^p \\ \underline{z}_{ba}^p & \underline{z}_{bb}^p & \underline{z}_{bc}^p & \underline{z}_{bn}^p \\ \underline{z}_{ca}^p & \underline{z}_{cb}^p & \underline{z}_{cc}^p & \underline{z}_{cn}^p \\ \underline{z}_{na}^p & \underline{z}_{nb}^p & \underline{z}_{nc}^p & \underline{z}_{nn}^p \end{bmatrix} \quad (\text{D3}_5)$$

D3.3.2 Calculul matricei impedențelor de fază

Matricea impedențelor de fază proprii și mutuale se obține din matricea impedențelor primitive, prin aplicarea metodei de reducere a lui Kron [D3_28]. Pentru aceasta, cele patru matrice de mai sus se partiționează în așa fel încât relația (D3_3) să poată fi scrisă sub forma:

$$\begin{bmatrix} [\underline{\mathbf{V}}_{abc}] \\ [\underline{\mathbf{V}}_{ng}] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [\underline{\mathbf{V}}'_{abc}] \\ [\underline{\mathbf{V}}'_{ng}] \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} [\underline{\mathbf{z}}_{ij}^p] & [\underline{\mathbf{z}}_{in}^p] \\ [\underline{\mathbf{z}}_{nj}^p] & [\underline{\mathbf{z}}_{nn}^p] \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} [\underline{\mathbf{I}}_{abc}] \\ [\underline{\mathbf{I}}_n] \end{bmatrix} \quad (\text{D3}_6)$$

Matricele parțiale sunt deci:

$$[\underline{\mathbf{V}}_{abc}] = \begin{bmatrix} \underline{V}_{ag} \\ \underline{V}_{bg} \\ \underline{V}_{cg} \end{bmatrix}, \quad [\underline{\mathbf{V}}_{ng}] = \underline{V}_{ng}, \quad (\text{D3}_7)$$

unde \underline{z}_{ii}^p este impedența proprie conductorului i în $\Omega/\text{milă}$, \underline{z}_{ij}^p - impedența mutuală între conductoarele i și j în $\Omega/\text{milă}$, r_i - rezistența conductorului i în $\Omega/\text{milă}$, f - frecvența în Hz, D_{ij} - distanța dintre conductoarele i și j în ft (foot - picior), GMR_i - raza medie geometrică a conductorului i în ft, ρ - rezistivitatea pământului în $\Omega \cdot \text{m}$, k_1, k_2, k_3 - constante, având valorile: $k_1 = 1.58836 \cdot 10^{-3}$, $k_2 = 2.02237 \cdot 10^{-3}$, $k_3 = 7.6786$.

$$\begin{bmatrix} \underline{V}'_{abc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{V}'_{ag} \\ \underline{V}'_{bg} \\ \underline{V}'_{cg} \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} \underline{V}'_{ng} \end{bmatrix} = \underline{V}'_{ng}, \quad (\text{D3}_8)$$

$$\begin{bmatrix} \underline{z}_{ij}^p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{z}_{aa}^p & \underline{z}_{ab}^p & \underline{z}_{ac}^p \\ \underline{z}_{ba}^p & \underline{z}_{bb}^p & \underline{z}_{bc}^p \\ \underline{z}_{ca}^p & \underline{z}_{cb}^p & \underline{z}_{cc}^p \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} \underline{z}_{in}^p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{z}_{an}^p \\ \underline{z}_{bn}^p \\ \underline{z}_{cn}^p \end{bmatrix}, \quad (\text{D3}_9)$$

$$\begin{bmatrix} \underline{z}_{nj}^p \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{z}_{na}^p & \underline{z}_{nb}^p & \underline{z}_{nc}^p \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} \underline{z}_{nn}^p \end{bmatrix} = \underline{z}_{nn}^p, \quad (\text{D3}_{10})$$

$$\begin{bmatrix} \underline{I}_{abc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{I}_a \\ \underline{I}_b \\ \underline{I}_c \end{bmatrix}, \quad \begin{bmatrix} \underline{I}_{ng} \end{bmatrix} = \underline{I}_n \quad (\text{D3}_{11})$$

Metoda de reducere a lui Kron se poate aplica dacă:

$$\underline{V}_{ng} = 0 \quad \text{și} \quad \underline{V}'_{ng} = 0 \quad (\text{D3}_{12})$$

Pentru o linie ca cea considerată mai sus, condițiile (D3_12) sunt valabile deoarece conductorul neutru (sau de protecție) este legat la pământ, astfel că tensiunile dintre cele două puncte sunt nule, la ambele capete ale tronsonului considerat. În aceste condiții relația (D3_3) se reduce la relația:

$$\begin{bmatrix} \underline{V}_{abc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{V}'_{abc} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \underline{z}_{abc} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{I}_{abc} \end{bmatrix} \quad (\text{D3}_{13})$$

În relația (D3_13) se poate identifica matricea impedanțelor de fază, care este pătrată, de dimensiune 3x3 și se poate determina în funcție de matricele parțiale ale impedanțelor primitive:

$$\begin{bmatrix} \underline{z}_{abc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{z}_{aa} & \underline{z}_{ab} & \underline{z}_{ac} \\ \underline{z}_{ba} & \underline{z}_{bb} & \underline{z}_{bc} \\ \underline{z}_{ca} & \underline{z}_{cb} & \underline{z}_{cc} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \underline{z}_{ij}^p \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \underline{z}_{in}^p \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{z}_{nn}^p \end{bmatrix}^{-1} \cdot \begin{bmatrix} \underline{z}_{nj}^p \end{bmatrix} \quad (\text{D3}_{14})$$

Pentru LEA studiată rezultatele calculului matricei impedanțelor primitive respectiv al matricei impedanțelor de fază, exprimate în unități de măsură SI, sunt:

$$\underline{z}_p = \begin{pmatrix} 0.206 + 0.742i & 0.049 + 0.318i & 0.049 + 0.283i & 0.049 + 0.313i \\ 0.049 + 0.318i & 0.206 + 0.742i & 0.049 + 0.331i & 0.049 + 0.273i \\ 0.049 + 0.283i & 0.049 + 0.331i & 0.206 + 0.742i & 0.049 + 0.255i \\ 0.049 + 0.313i & 0.049 + 0.273i & 0.049 + 0.255i & 0.355 + 0.753i \end{pmatrix} \quad \Omega/\text{km}$$

$$\underline{z}_{abc} = \begin{pmatrix} 0.222 + 0.622i & 0.06 + 0.213i & 0.059 + 0.185i \\ 0.06 + 0.213i & 0.214 + 0.65i & 0.055 + 0.244i \\ 0.059 + 0.185i & 0.055 + 0.244i & 0.211 + 0.661i \end{pmatrix} \quad \Omega/\text{km}$$

Calculul parametrilor echivalenți s-a făcut în condițiile simplificatoare conform cărora conductoarele liniei se consideră paralele cu solul iar stâlpii și izolația au aceeași configurație pe întregul traseu al liniei.

D3.3.3 Calculul matricei coeficienților de potențial

Pentru a determina matricea admitanțelor de fază se pleacă de la determinarea potențialului unui conductor aparținând unei linii electrice aeriene, aflat în câmpul electric propriu și în câmpurile electrice determinate de celelalte conductoare.

Aplicând metoda imaginilor față de suprafața solului a sarcinilor electrice cu care sunt încărcate conductoarele liniei, se poate determina expresia potențialului electric al unui conductor în raport cu solul

[D3_1]. Pentru fiecare conductor, potențialul acestuia în raport cu solul este influențat de sarcinile electrice ale tuturor conductoarelor. Această dependență corespunde coeficienților de potențial primitivi, proprii și mutuali.

Pentru o linie trifazată având trei conductoare de fază și un conductor neutru (sau de protecție), relația între potențialele celor patru conductoare și sarcinile cu care sunt încărcate acestea se poate scrie prin folosirea matricei coeficienților de potențial primitivi:

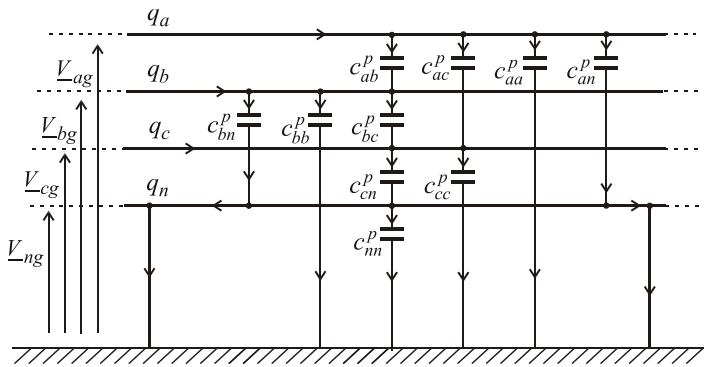


Fig. D3_5. Tronson de lungime unitară al unei LEA trifazate și capacitățile primitive proprii și mutuale ce se formează.

$$\begin{bmatrix} V_{ag} \\ V_{bg} \\ V_{cg} \\ V_{ng} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} p_{aa}^p & p_{ab}^p & p_{ac}^p & p_{an}^p \\ p_{ba}^p & p_{bb}^p & p_{bc}^p & p_{bn}^p \\ p_{ca}^p & p_{cb}^p & p_{cc}^p & p_{cn}^p \\ p_{na}^p & p_{nb}^p & p_{nc}^p & p_{nn}^p \end{bmatrix} \begin{bmatrix} q_{ag} \\ q_{bg} \\ q_{cg} \\ q_{ng} \end{bmatrix} \quad (D3_{15})$$

Matricei coeficienților de potențiali primitivi i se poate asocia matricea capacităților primitive. Aceste capacități corespund cuplajelor capacitive formate între părțile fiecărei perechi de elemente ale ansamblului format de cele patru conductoare și pământ (fig. D3_5).

Partiționând cele trei matrice, relația (D3_15) se mai poate scrie sub forma:

$$\begin{bmatrix} [V_{abc}] \\ [V_{ng}] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [p_{ij}^p] & [p_{in}^p] \\ [p_{nj}^p] & [p_{nn}^p] \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} [q_{abc}] \\ [q_n] \end{bmatrix} \quad (D3_{15bis})$$

În relația (D3_15) matricele parțiale sunt deci:

$$[V_{abc}] = \begin{bmatrix} V_{ag} \\ V_{bg} \\ V_{cg} \end{bmatrix}, \quad [V_{ng}] = V_{ng}, \quad (D3_{16})$$

$$[p_{ij}^p] = \begin{bmatrix} p_{aa}^p & p_{ab}^p & p_{ac}^p \\ p_{ba}^p & p_{bb}^p & p_{bc}^p \\ p_{ca}^p & p_{cb}^p & p_{cc}^p \end{bmatrix}, \quad [p_{in}^p] = \begin{bmatrix} p_{an}^p \\ p_{bn}^p \\ p_{cn}^p \end{bmatrix}, \quad (D3_{17})$$

$$[p_{nj}^p] = [p_{na}^p \ p_{nb}^p \ p_{nc}^p], \quad [p_{nn}^p] = p_{nn}^p, \quad (D3_{18})$$

$$[q_{abc}] = \begin{bmatrix} q_a \\ q_b \\ q_c \end{bmatrix}, \quad [q_{ng}] = q_n \quad (D3_{19})$$

Pentru calculul valorilor coeficienților de potențial primitivi pe unitatea de lungime a liniei, se aplică relațiile lui Carson, ce utilizează același concept al imaginilor conductoarelor [D3_1]:

$$p_{ii}^p = k_p \cdot \ln \frac{S_{ii}}{RD_i} \quad (D3_{20})$$

$$p_{ij}^p = k_p \cdot \ln \frac{S_{ij}}{D_{ij}} \quad (D3_{21})$$

Mărimile care intervin în expresiile (D3_20) și (D3_21) sunt: p_{ii}^p - coeficientul de potențial propriu, în mile/ μF , p_{ij}^p - coeficientul de potențial mutual, în mile/ μF , S_{ii} - distanța dintre conductorul i și imaginea sa, în ft, S_{ij} - distanța dintre conductorul i și imaginea conductorului j , în ft, RD_i - raza conductorului i , în ft, D_{ij} - distanța dintre conductorul i și conductorul j , în ft, $k_p = 11.17689$ - constantă rezultată din considerarea permitivității relative a aerului la valoarea $\varepsilon_{air} = 1.424 \cdot 10^{-2} \mu\text{F}/\text{milă}$.

D3.3.4 Calculul matricei capacităților de fază

Determinarea coeficienților de potențial de fază se face observând că prin legarea conductorului de protecție la pământ, potențialul acestuia devine nul:

$$[\mathbf{V}_{ng}] = 0 \quad (\text{D3}_{22})$$

Relația (D3_15) se reduce la:

$$[\mathbf{V}_{abc}] = [\mathbf{p}_{abc}] \cdot [\mathbf{q}_{abc}] \quad (\text{D3}_{23})$$

Aplicând metoda de reducere a lui Kron [D3_28], matricea coeficienților de potențial primitivi se reduce la matricea coeficienților de potențial de fază, ce poate fi calculată cu o expresie în care intervin matricele parțiale ale coeficienților de potențial primitivi:

$$[\mathbf{p}_{abc}] = [\mathbf{p}_{ij}^p] - [\mathbf{p}_{in}^p] \cdot [\mathbf{p}_{nm}^p]^{-1} \cdot [\mathbf{p}_{nj}^p] \quad (\text{D3}_{24})$$

Rezultă imediat matricea capacităților de fază, calculate pentru unitatea de lungime a liniei (în $\mu\text{F}/\text{milă}$), ca inversa matricei coeficienților de potențial de fază:

$$[\mathbf{c}_{abc}] = [\mathbf{p}_{abc}]^{-1} \quad (\text{D3}_{25})$$

$$[\mathbf{c}_{abc}] = \begin{bmatrix} c_{aa} & c_{ab} & c_{ac} \\ c_{ba} & c_{bb} & c_{bc} \\ c_{ca} & c_{cb} & c_{cc} \end{bmatrix} \quad (\text{D3}_{26})$$

Conform unei practici unanim acceptate, de cele mai multe ori conductanțele transversale ale unei linii electrice aeriene se pot neglija, astfel că pentru matricea admitanțelor de fază, exprimate în $\mu\text{S}/\text{milă}$, rezultă relația:

$$[\mathbf{y}_{abc}] = 0 + j \cdot \omega \cdot [\mathbf{c}_{abc}] \quad (\text{D3}_{27})$$

Pentru LEA analizată, rezultatele calculului matricei coeficienților de potențial primitivi respectiv al matricei capacităților și admitanțelor de fază, exprimate în unități de măsură SI, sunt:

$$p_p = \begin{pmatrix} 154.293 & 36.693 & 24.716 & 39.298 \\ 36.693 & 149.742 & 35.611 & 25.792 \\ 24.716 & 35.611 & 144.987 & 18.939 \\ 39.298 & 25.792 & 18.939 & 161.144 \end{pmatrix} \text{ km}/\mu\text{F} \quad p_{abc} = \begin{pmatrix} 144.709 & 30.403 & 20.098 \\ 30.403 & 145.614 & 32.58 \\ 20.098 & 32.58 & 142.761 \end{pmatrix} \text{ km}/\mu\text{F}$$

$$c_{abc} = \begin{pmatrix} 0.0073 & -0.00136 & -0.00072 \\ -0.00136 & 0.00749 & -0.00152 \\ -0.00072 & -0.00152 & 0.00745 \end{pmatrix} \mu\text{F}/\text{km} \quad y_{abc} = \begin{pmatrix} 2.2922i & -0.4283i & -0.225i \\ -0.4283i & 2.3536i & -0.4768i \\ -0.225i & -0.4768i & 2.3411i \end{pmatrix} \mu\text{S}/\text{km}$$

Calculul parametrilor echivalenți s-a făcut în aceleași condiții simplificatoare ca și cele precizate mai sus.

D3.4 Calculul în coordonate de fază a circulației de puteri pe o linie electrică trifazată

În cazul liniilor aeriene de lungimi relativ mici (zeci de km), atunci când interesează doar valorile mărimilor electrice de la capetele liniei, calculul circulației de puteri este suficient de precis dacă linia se modelează cu ajutorul matricei impedanțelor de fază nominale, respectiv a matricei admitanțelor de fază nominale, calculate prin înmulțirea cu lungimea liniei a matricei impedanțelor de fază unitare respectiv a matricei admitanțelor de fază unitare:

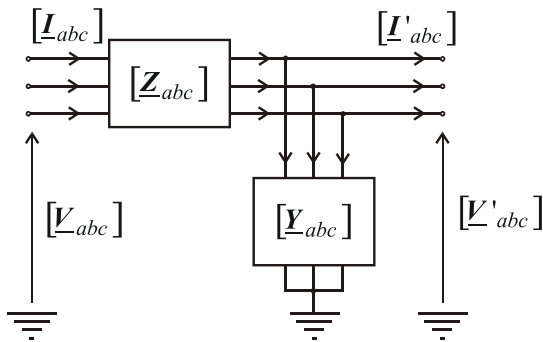


Fig. D3_6. Octopoul echivalent al liniei folosit pentru calculul circulației de puteri în componente de fază.

$$[\underline{Z}_{abc}] = L \cdot [\underline{z}_{abc}] \quad (D3_28)$$

$$[\underline{Y}_{abc}] = L \cdot [\underline{y}_{abc}] \quad (D3_29)$$

unde L este lungimea liniei.

Linia electrică cu patru conductoare se reduce la cele trei conductoare de fază și regimul permanent normal poate fi analizat prin efectuarea calculului circulației de puteri în coordonate de fază, folosind un octopol echivalent cu parametri concentrați (fig. D3_6).

Relațiile între curenții pe faze și tensiunile de fază (dintre conductoarele de fază și pământ), în funcție de impedanțele și admitanțele de fază nominale ale liniei, sunt:

$$[\underline{I}_{abc}] = [\underline{I}'_{abc}] + [\underline{Y}_{abc}] \cdot [\underline{V}_{abc}] \quad (D3_30)$$

$$[\underline{V}_{abc}] = [\underline{V}'_{abc}] + [\underline{Z}_{abc}] \cdot [\underline{I}_{abc}] \quad (D3_31)$$

Aplicarea relațiilor (D3_30) și (D3_31) permite efectuarea calculului dinspre sfârșitul liniei spre început.

În cazul unor linii aeriene de lungimi mari, sau a unor situații în care se urmărește variația valorilor mărimilor electrice de-a lungul liniei, aceasta se divide în tronsoane fictive de lungimi mici, ce vor fi modelate prin octopoli echivalenți nominali corespunzători. Limita a doi octopoli succesivi va corespunde secțiunilor de pe linie în care se urmăresc valorile mărimilor electrice.

D3.5 Calculul circulației de puteri pentru LEA considerată și comparația cu valorile măsurate

Pentru a constata dacă paradoxul descris mai sus se poate obține și prin modelare matematică, s-a studiat numeric, prin calcul în coordonate de fază, regimul de mers în gol al LEA precizate mai sus. În acest scop s-au utilizat valorile parametrilor echivalenți de fază calculați anterior și pentru a determina variația mărimilor electrice de-a lungul liniei, aceasta s-a modelat prin împărțire în nouă tronsoane de lungime egală, ce pun în evidență 10 secțiuni. Fiecare dintre cele nouă tronsoane s-a modelat printr-un octopol echivalent cu parametri concentrați. Apoi s-au aplicat succesiv relațiile (D3_30) și (D3_31), dinspre sfârșitul liniei (secțiunea $k = 10$) spre începutul acesteia (secțiunea $k = 1$). Pentru fiecare secțiune s-au determinat tensiunile, curenții, puterile active și puterile reactive.

În partea a doua a studiului numeric, s-a luat în considerare transpunerea celor trei faze ale liniei, atât pentru a evalua efectul acestei operații cât și pentru a verifica corectitudinea modelului matematic. În acest scop s-au considerat două permutări ale celor trei conductoare de fază, ce au fost efectuate în secțiunile 4 respectiv 7. Linia s-a împărțit deci în trei părți de lungime egală (fiecare conținând trei din cele nouă tronsoane egale), fără a ține cont de poziția stâlpilor în teren. Permutările conductoarelor de fază s-au introdus în calcul prin permutări corespunzătoare în matricele D (matricea distanțelor între cele patru conductoare) respectiv S (matricea distanțelor între conductoare și imaginile lor).

În figura D3_6 sunt prezentate grafic rezultatele calculului numeric al mărimilor electrice pentru linia netranspusă, iar în figura D3_7 cele pentru linia transpusă.

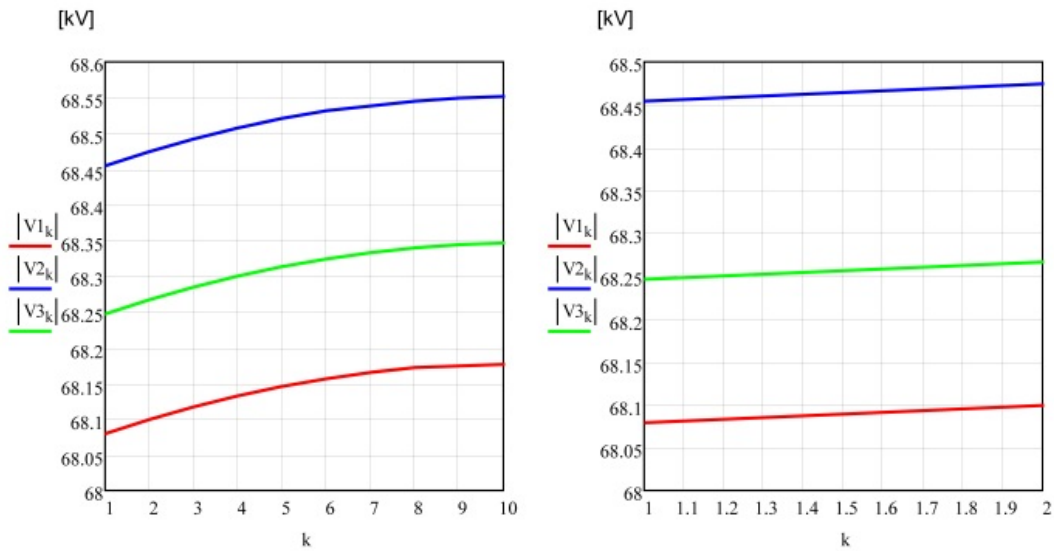


Fig. D3_6_1) - variația tensiunilor de-a lungul liniei - linia netranspusă

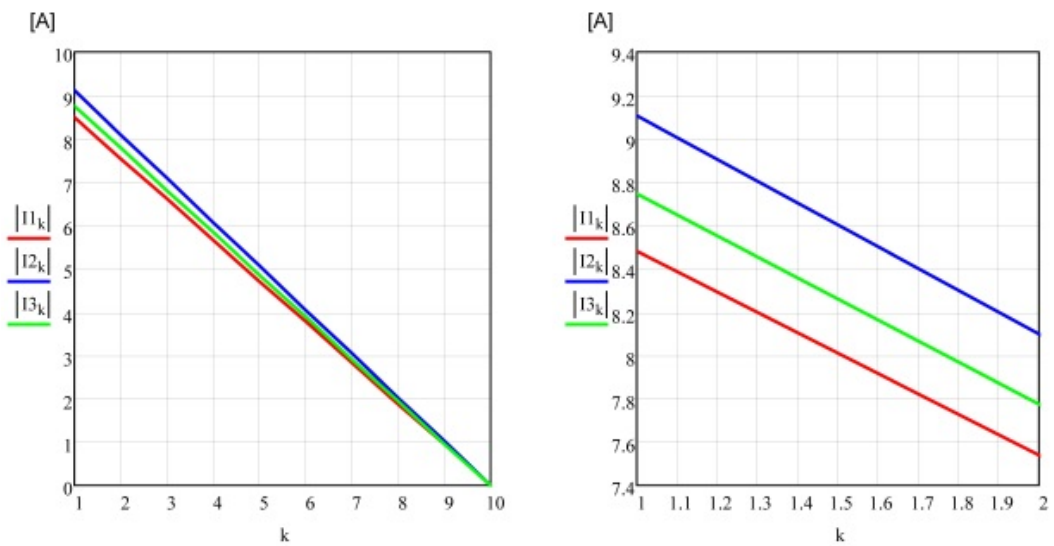


Fig. D3_6_2) - variația curenților de-a lungul liniei - linia netranspusă

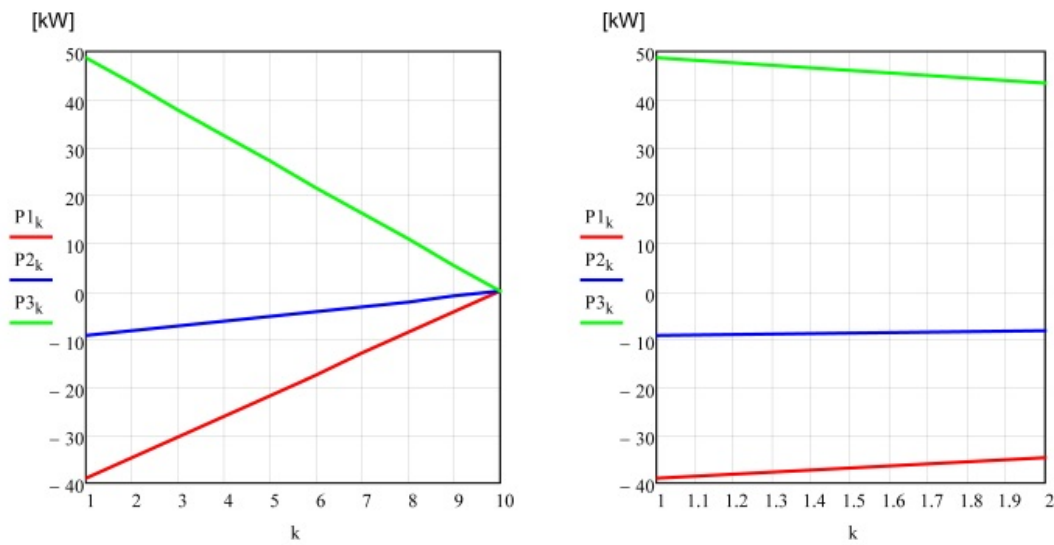


Fig. D3_6_3) - variația puterilor active de-a lungul liniei - linia netranspusă

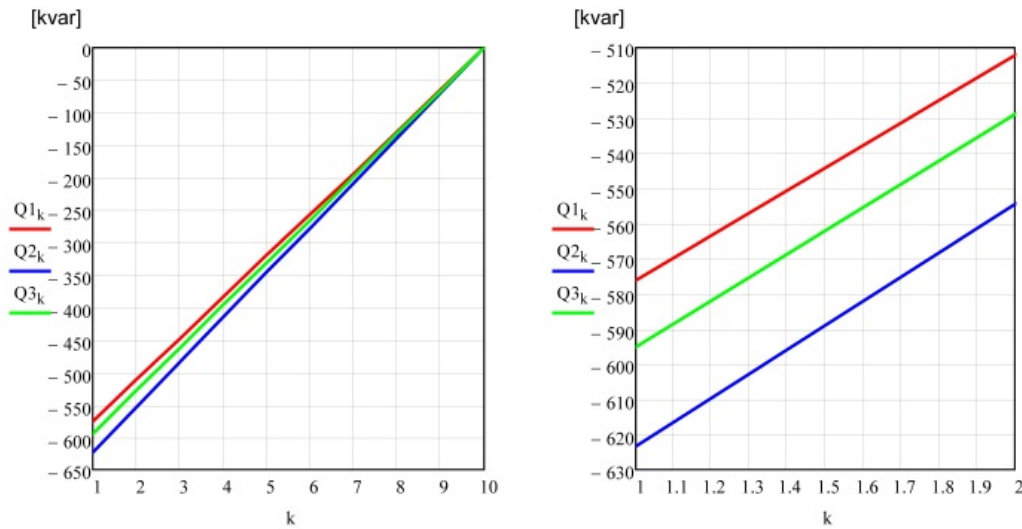


Fig. D3_6_4) - variația puterilor reactive de-a lungul liniei - linia netranspusă

Figura D3_6. Rezultatele calculului circulației de puteri pe LEA analizată, funcționând în regim de mers în gol, efectuat în coordonate de fază - linia netranspusă.

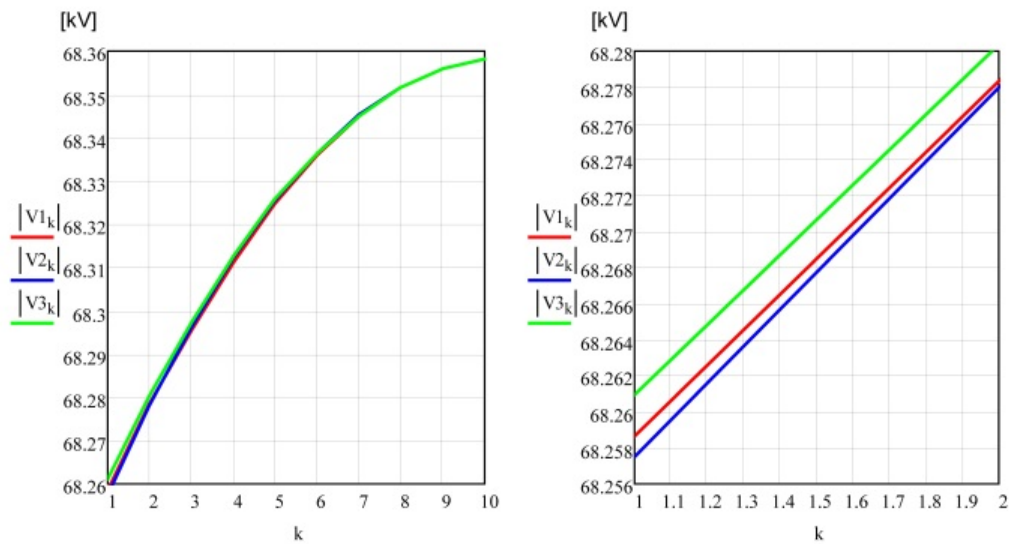


Fig. D3_7_1) - variația tensiunilor de-a lungul liniei - linia transpusă

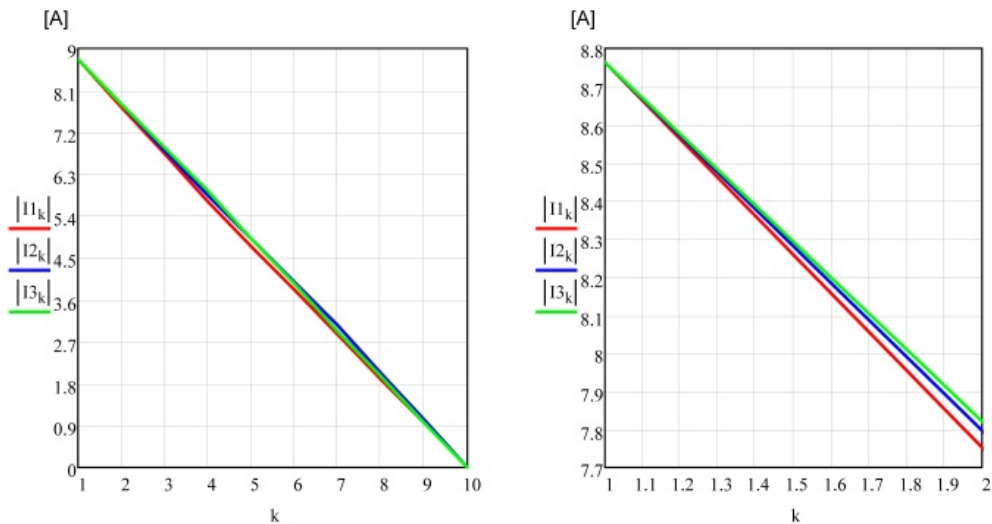


Fig. D3_7_b2) - variația curenților de-a lungul liniei - linia transpusă

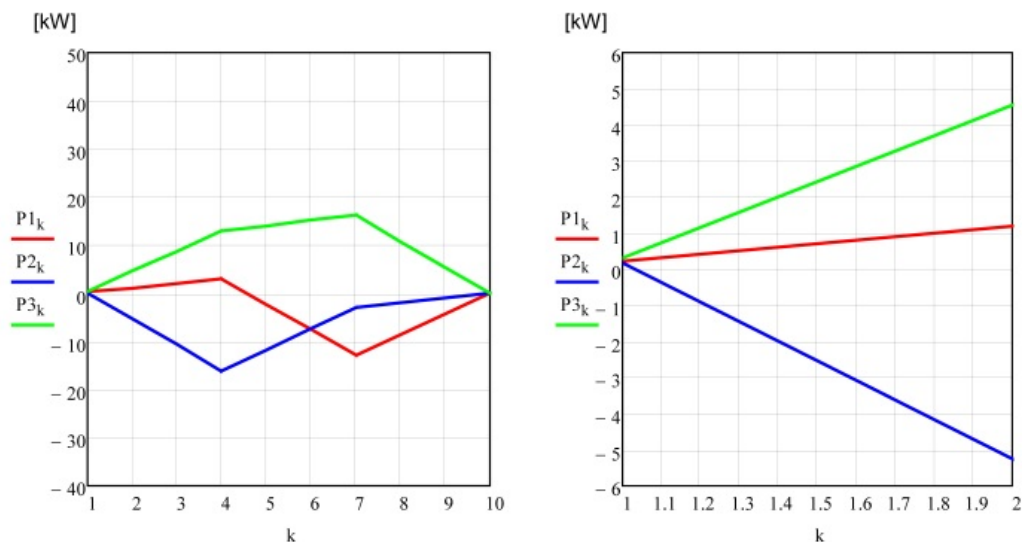


Fig. D3_7_3) - variația puterilor active de-a lungul liniei - linia transpusă

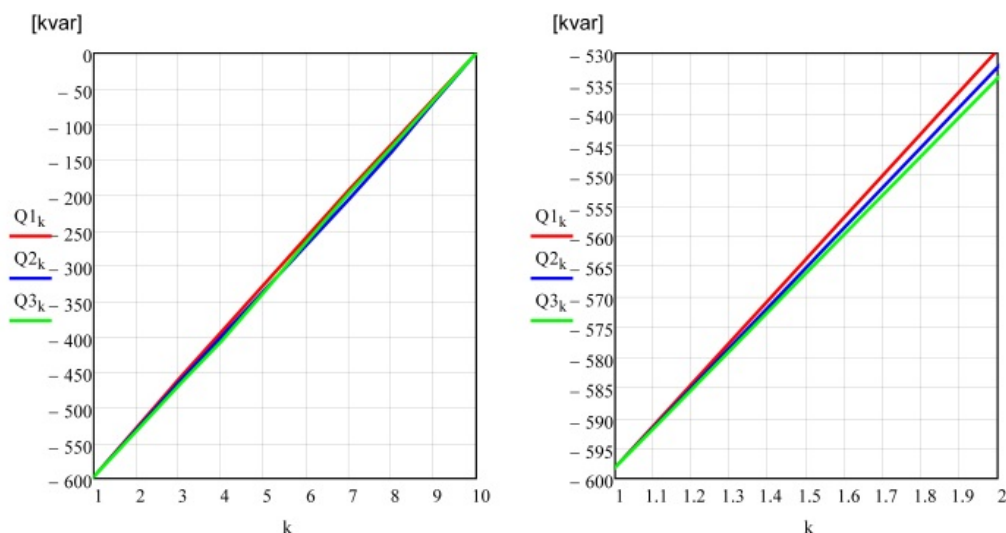


Fig. D3_7_4) - variația puterilor reactive de-a lungul liniei - linia transpusă

Figura D3_7. Rezultatele calculului circulației de puteri pe LEA analizată, funcționând în regim de mers în gol, efectuat în coordonate de fază - linia transpusă.

Studiul numeric a fost efectuat prin aplicarea instrumentului software Mathcad, în următoarele condiții:

- parametrii echivalenți de tip R, L, C se consideră ideali, perfect liniari;
- tensiunile aplicate circuitului trifazat sunt perfect sinusoidale (se neglijează prezența regimului deformant cauzat de tracțiunea feroviară).

Doar valorile calculate pentru secțiunea 10 pot fi comparate cu cele măsurate. De aceea, în studiul numeric efectuat atât pentru linia netranspusă cât și pentru varianta transpusă, s-a căutat să se obțină pentru tensiuni valori cât mai apropiate de valorile măsurate respectiv de valoarea medie a acestora. Din seria de valori înregistrate, s-au reținut cele de la momentul 10/2/18 1:01:19 PM'584, corespunzător unei perioade foarte scurte, în care regimul de funcționare a fost unul cvasi-staționar.

Pentru o mai ușoară comparație, valorile măsurate și cele calculate au fost grupate în tabelul D3_1.

Având în vedere valorile calculate (fig. D3_6) și comparația între acestea și valorile măsurate (tabelul D3_1) se pot formula următoarele observații:

- În ambele situații valorile calculate ale tensiunilor de la sfârșitul liniei sunt mai mari decât ale celor de la începutul liniei, ceea ce este conform așteptărilor. Este consecința producerii efectului Ferranti, tipic liniilor electrice de c.a. funcționând în regim de mers în gol.

Tabelul D3_1. Valorile mărimilor electrice măsurate respectiv calculate, în secțiunea de la începutul LEA studiate.

Mărimi electrice Mod determinare	Tensiuni	Curenți	Puteri active	Puteri reactive
Măsurare - linia netranspusă	U ₁ = 68,079 kV U ₂ = 68,454 kV U ₃ = 68,247 kV	I ₁ = 7,085 A I ₂ = 7,622 A I ₃ = 7,520 A	P ₁ = -39,267 kW P ₂ = -2,008 kW P ₃ = 33,200 kW P _{tot} = -8,075 kW	Q ₁ = -478,874 kvar Q ₂ = -522,125 kvar Q ₃ = -508,648 kvar Q _{tot} = 1509,647 kvar
Calcul - linia netranspusă	U ₁ = 68,079 kV U ₂ = 68,454 kV U ₃ = 68,247 kV	I ₁ = 8,483 A I ₂ = 9,109 A I ₃ = 8,748 A	P ₁ = -38,864 kW P ₂ = -9,260 kW P ₃ = 48,800 kW P _{tot} = 0,76 kW	Q ₁ = -576,233 kvar Q ₂ = -623,489 kvar Q ₃ = -595,000 kvar Q _{tot} = 1794,722 kvar
Calcul - linia transpusă	U ₁ = 68,259 kV U ₂ = 68,258 kV U ₃ = 68,261 kV	I ₁ = 8,763 A I ₂ = 8,763 A I ₃ = 8,763 A	P ₁ = 0,217 kW P ₂ = 0,160 kW P ₃ = 0,295 kW P _{tot} = 0,673 kW	Q ₁ = -598,143 kvar Q ₂ = -598,40 kvar Q ₃ = -598,172 kvar Q _{tot} = -1794,455 kvar

- Variația de-a lungul liniei a valorilor efective ale curenților și puterilor reactive este conformă cu așteptările: sunt nule la sfârșitul liniei și au valorile maxime la începutul acesteia, prezentând o variație practic liniară. Curenții au caracter pronunțat capacitiv, ceea ce se reflectă în caracterul puterilor reactive și în valorile mult mai mari ale acestora față de cele ale puterilor active.
- Studiul numeric pentru linia netranspusă confirmă paradoxul constat prin măsurători la LEA studiată: la începutul liniei, pe două dintre faze puterea activă este negativă (refulată spre rețeaua la care este racordată) iar pe cea de a treia este pozitivă (preluată din rețea). În valori absolute, variația de-a lungul liniei a puterilor active este de asemenea liniară. Însă suma valorilor de la începutul liniei (secțiunea 10) este pozitivă (consumată), ceea ce este conform așteptărilor și confirmă corectitudinea modelului matematic;
- Calculul circulației de puteri de-a lungul liniei transpuse pune în evidență efectul de simetrizare a valorilor pe cele trei faze de la începutul liniei, atât pentru tensiuni cât și pentru curenți respectiv puteri active și reactive, ceea ce confirmă atât efectul pozitiv al transpunerii cât și corectitudinea modelului matematic. Este important de observat că de data aceasta, puterile active de pe fazele 1 și 2, deși de-a lungul liniei au și valori negative, devin pozitive la începutul liniei. Puterile totale active respectiv reactive calculate la începutul liniei transpuse sunt practic egale cu cele calculate pentru linia netranspusă.

Ca urmare a studiului numeric se poate afirma că între valorile măsurate și cele calculate pentru linia netranspusă există o bună similitudine. Diferențele mai mici sau mai mari sunt determinate în primul rând de erorile sistemelor de măsură dar și de simplificările introduse în modelul matematic. Nu trebuie uitate erorile introduse în valorile măsurate ca urmare a prezenței regimului deformant determinat de tracțiunea electrică feroviară în rețeaua la care este conectată LEA reală.

D3.6 Explicarea paradoxului

Paradoxul apariției unor puteri active negative la începutul unei LEA netranspuse de fapt nu este un paradox propriu-zis. Acest regim este determinat de nesimetria capacităților echivalente ce se formează între conductoarele de fază. Pentru linia studiată această nesimetrie este accentuată ca urmare atât a nesimetriei poziției reciproce a conductoarelor de fază cât și nesimetriei poziției conductoarelor de fază în raport cu solul respectiv conductorul de protecție.

Este cunoscut faptul că atunci când între conductoarele de fază ale unui circuit trifazat se conectează trei baterii de condensatoare monofazate de capacități inegale (în conexiune Δ), acestea vor determina pe lângă absorbția pe cele trei faze ale rețelei a trei puteri reactive capacitive inegale, și o circulație inegală de puteri active [D3_22]. În funcție de tipul și mărimea nesimetriei celor trei capacități echivalente, acestea vor determina preluarea din rețea a unei puteri active pe una sau două faze și refularea acestei puteri înapoi în

rețea, pe celelalte faze (cealaltă fază). Se face astfel o redistribuire a puterilor active între fazele rețelei. Pe acest fenomen se bazează funcționarea compensatoarelor capacitive dezechilibrate destinate echilibrării sarcinii între fazele rețelei [D3_29].

Același fenomen se manifestă și între fazele unei LEA netranspuse funcționând în regim de mers în gol, deși capacitățile echivalente sunt uniform distribuite de-a lungul liniei. Prin efectuarea sumei algebrice a celor trei puteri active de pe faze, se obține întotdeauna o valoare pozitivă, dar mult mai mică decât valorile puterilor active ce circulă pe faze. Aceasta nu este altceva decât consumul de putere activă în regimul de mers în gol, pe ansamblul celor trei faze, corespunzător pierderilor prin efectul Joule-Lenz respectiv prin efectul corona. Transpunerea conductoarelor de fază ale LEA duce la permutarea redistribuirii puterilor active între faze, astfel încât, pe întreaga lungime a liniei această redistribuire se anulează și se obține o simetrizare a tuturor mărimilor electrice la capetele liniei.

D3.7 Concluzii

Nesimetria constructivă a unor linii electrice aeriene trifazate de înaltă tensiune netranspuse este cauza unui mare număr de dificultăți legate de funcționarea, exploatarea și studiul acestora. Pentru modelarea regimurilor de funcționare a unor astfel de linii, metoda componentelor simetrice, bazată pe simetria constructivă și deci simetria parametrilor echivalenți de fază, nu numai că nu este utilă dar chiar denaturează rezultatele, îndepărtându-le de fenomenele reale. Din acest motiv eforturile cercetătorilor au fost dedicate fie stabilirii unor metode îmbunătățite de modelare, fie revenirii la modelarea în coordonate de fază.

Secțiunea de față este dedicată prezentării contribuțiilor echipei conduse de autor la studiul nesimetriilor elementelor componente ale rețelelor electrice trifazate. Mai precis, folosind modelarea și calculul circulației de puteri în componente de fază, autorii urmăresc explicarea unui fenomen paradoxal constatat în cazul funcționării în regimul de mers în gol al unor linii electrice aeriene trifazate de înaltă tensiune, netranspuse. În astfel de situații, în repetate rânduri operatorii rețelelor de transport sau de distribuție au măsurat la începutul liniilor, pe una sau două faze, puteri active negative, de valori importante.

Modelul matematic este cunoscut, are la bază relațiile de calcul ale lui Carson modificate pentru calculul impedanțelor echivalente primitive, respectiv al coeficienților de potențial primitivi, dar și relațiile de transformare ale lui Kron, ce permit obținerea impedanțelor echivalente de fază respectiv a coeficienților de potențial și a capacităților de fază. Aceste instrumente matematice oferă soluții practice de modelare în coordonate de fază a unei linii electrice în general și a unei LEA în particular, care s-au dovedit în numeroase aplicații a fi suficient de precise, devenind astfel unanim acceptate de specialiști.

În lucrarea de față aceste instrumente au fost aplicate într-un studiu de caz ce vizează o LEA reală, pentru care s-a efectuat analiza numerică în coordonate de fază, cu scopul verificării informațiilor obținute prin măsurători. Rezultatele studiului numeric al regimului de mers în gol au condus la valori similare cu cele măsurate în condiții reale, ceea ce, pe de o parte confirmă valabilitatea modelului matematic și pe de altă parte permite explicarea cauzelor producerii așa-numitului „fenomen paradoxal”.

Explicația constă în nesimetria capacităților echivalente de fază mutuale, care au valori relativ mari la o LEA de înaltă tensiune. Chiar dacă acestea sunt uniform distribuite de-a lungul liniei, în cazul LEA netranspuse, produc un efect foarte vizibil în regimul de mers în gol, identic cu cel produs de către o baterie de condensatoare trifazată în conexiune Δ , nesimetrică, utilizată pentru compensare capacitivă transversală, și anume: pe lângă absorbția unei puteri reactive capacitive din rețeaua la care este racordată, determină o redistribuire a puterii active între fazele rețelei, absorbind putere activă pe una sau două faze și refulând-o înapoi în rețea pe celelalte faze. Suma algebrică a acestor puteri active nu este altceva decât consumul propriu tehnologic de putere activă al liniei, pentru regimul de mers în gol.

Direcția tematică 4. Evaluarea impedanțelor armonice în rețelele electrice poluate armonice și a efectelor acestora

D4.1 Pe scurt despre regimul permanent nesinusoidal

Deformarea, ca abatere mai mică sau mai mare față de forma sinusoidală, a curbelor de variație în timp a curenților și tensiunilor în rețelele electrice de curent alternativ, în regim permanent de funcționare, a devenit în ultimele decade, una dintre cele mai importante componente ale problemei complexe căreia i s-a atribuit conceptul de „calitate a energiei electrice”.

Regimul nesinusoidal de funcționare a rețelilor electrice de curent alternativ a captat atenția oamenilor de știință încă de acum aproximativ o sută de ani. Este important de precizat că școala românească de electrotehnică de la acea vreme, are o recunoaștere unanimă referitoare la contribuțiile sale la studiul acestui fenomen complex. Academicianul Constantin Budeanu și alți pionieri români au rămas în istorie prin lansarea la nivel internațional a celebrei provocări cunoscută sub denumirea „The roumanian questionnaire” [D4_1].

Alături de numele a numeroase personalități științifice din România recunoscute pentru contribuțiile la dezvoltarea studiului acestui domeniu, poate fi amintit aici cel al profesorului univ.dr.ing. Adrian Buta, fost membru important al colectivului Catedrei de Electroenergetică de la Universitatea Politehnică din Timișoara în perioada 1980-2006, colectiv ce poate fi denumit, fără rezerve, *Școala de Electroenergetică de la Timișoara*.

Modelarea unanim acceptată a rețelilor electrice funcționând în regim permanent nesinusoidal, se face pe baza descompunerii curenților și tensiunilor în componente armonice (și interarmonice) fictive. Pentru fiecare frecvență armonică se construiește un circuit echivalent fictiv, în care impedanțele echivalente au valorile corespunzătoare frecvenței respective. Elementele perturbatoare ale rețelei reale, în speță receptoarele deformante, au fost clasificate de academicianul C. Budeanu ca fiind *elemente deformante de categoria I-a* (de speța I-a) [D4_2] și intervin în circuitul echivalent ca niște surse de tensiuni armonice sau surse de curenți armonici. Prin urmare acestea se modelează prin surse ideale de tensiune (în circuite echivalente Thevenin) sau surse ideale de curent (în circuite echivalente Norton).

Elementele deformante de categoria I-a se mai numesc și *elemente neliniare de circuit*, iar receptoarele deformante se consideră sarcini neliniare și se modelează prin surse ideale de curent.

În rețelele de distribuție actuale se constată o creștere exponențială a numărului și puterii sarcinilor neliniare. Se estimează că în următorii 10 ani, mai mult de 60% din sarcinile rețelilor electrice de utilitate publică din SUA vor fi neliniare [D4_3]. Impactul sarcinilor neliniare asupra rețelilor de distribuție și mai ales asupra consumatorilor alimentați de acestea (adică asupra lor însele), este deci și el tot mai pronunțat. O evaluare a impactului financiar asupra clienților (consumatorilor), corespunzător daunelor produse acestora de efectele calității necorespunzătoare a energiei electrice furnizate, de exemplu pentru industria din SUA, a condus la valori estimate ca fiind de ordinul zecilor de miliarde de dolari anual [D4_3].

Sarcinile neliniare sunt surse de perturbații armonice și în același timp sunt ele însele cel mai puțin tolerante față de deteriorarea calității energiei electrice, deteriorare provenind tocmai din emisia armonică proprie. Cele mai frecvent întâlnite sarcini neliniare sunt: sistemele de acționări electrice cu viteză (turație) variabilă (adjustable speed drives (ASDs), cicloconvertoarele, cuptoarele metalurgice cu arc electric, laminoarele, sursele de alimentare în comutație, PC-urile, copiatoarele, televizoarele și alte receptoare de uz casnic, compensatoarele statice de putere reactivă (static var compensators (SVCs)), reactoarele comandate cu tiristoare (thyristor-controlled reactors (TCRs)), convertoarele utilizate în instalațiile de transport în c.c. a energiei electrice (HVDC transmission), tracțiunea electrică și alte aplicații ale circuitelor de tip chopper, instalațiile solare și eoliene de producere a energiei electrice, sistemele de încărcare a bateriilor de mare capacitate, dispozitivele de recuperare a alunecării la motoarele cu inducție, iluminatul fluorescent și balasturile electronice (electronic ballasts), instalațiile de încălzire cu redresoare cu siliciu comandate (silicon-controlled rectifier (SCR)), instalațiile de încălzire prin inducție, instalațiile de sudură cu arc electric etc.

Preocupările pentru studiul regimului de funcționare nesinusoidal al rețelilor electrice de distribuție provin din nevoia satisfacerii unui nivel cât mai ridicat al calității energiei furnizate consumatorilor, ceea ce duce la necesitatea rezolvării unei serii de probleme legate de [D4_3]:

1 – reducerea nivelului de perturbații armonice introduse de receptoarele neliniare în rețelele de alimentare;

- 2 - atenuarea efectelor regimului nesinusoidal asupra funcționării echipamentelor electrice;
- 3 – modelarea și analiza funcționării rețelelor și instalațiilor în regim nesinusoidal;
- 4 - controlul regimului nesinusoidal de funcționare.

Unul dintre instrumentele cele mai utile de analiză a regimului permanent nesinusoidal, prin aceea că este folosit la stabilirea mijloacelor de intervenție în rețea cu scopul ținerii sub control al nivelului de distorsiune, este **impedanța armonică**.

Este un domeniu de studiu foarte provocator, căruia eminentul profesor Adrian Buta i-a intuit foarte repede potențialul și căruia i-a dedicat o mare parte a energiilor sale, fiind primul om de știință din România care a abordat această tematică. Rezultatele cercetărilor sale și a echipei formate în jurul său, din care a făcut parte și autorul acestei lucrări, se regăsesc în teze de doctorat, cărți și lucrări științifice publicate în reviste de specialitate și la conferințe.

Autorul lucrării de față poate afirma că, după plecarea prematură dintre noi a profesorului Buta, este continuatorul acestuia la conducerea echipei de cercetare. Această echipă a dezvoltat aria cercetării și a obținut rezultate importante în studiul următoarelor teme:

- compensarea capacitivă transversală în prezența regimului nesinusoidal;
- determinarea analitică, numerică și experimentală a impedanței armonice văzute în nodurile unei rețele electrice de distribuție de c.a.;
- determinarea analitică și numerică a impedanței armonice văzute în secțiunile unei linii electrice trifazate.

După o trecere în revistă a definiției și proprietăților impedanței armonice a rețelei, respectiv a stadiului actual al metodelor de determinare a acesteia, în lucrarea de față se prezintă o parte din rezultatele obținute în activitatea de cercetare a temelor precizate mai sus.

D4.2 Definierea impedanței armonice a rețelei

După ce, la nivel internațional, impedanța armonică a unei rețele s-a conturat ca fiind un instrument principal în numeroase metode de analiză și intervenție pentru controlul regimului nesinusoidal, specialiștii au demarat activități de uniformizare a conceptelor, definițiilor, reglementărilor.

Astfel, în anul 1996, Grupul de lucru al GTCCO2 al CIGRE, definește impedanța armonică a unei rețele într-un nod ca fiind *impedanța complexă de secvență pozitivă* a rețelei văzută în acel nod în funcție de frecvență (sau de rangul armonicii) [D4_4, 5]. Introducerea acestei mărimi caracteristice este legată de dorința cercetătorilor de a stăpâni problemele pe care le ridică producerea regimului nesinusoidal, propagarea sau transferul acestuia prin rețeaua electrică și mai ales de a permite adoptarea celor mai eficiente măsuri pentru atenuarea și limitarea propagării perturbațiilor armonice [D4_5-9].

Motivele pentru care au fost stabilite atributele din definiția de mai sus, referitoare la exprimarea ca mărime complexă respectiv ca impedanță de succesiune pozitivă, sunt următoarele:

a) Impedanța complexă a unui element de circuit dipolar, liniar și pasiv se definește ca fiind raportul dintre tensiunea complexă aplicată la bornele dipolului și curentul complex corespunzător [D4_10, 11]. Acest raport depinde numai de parametrii elementului de circuit și de frecvență. Prin urmare impedanța este mărimea ce reflectă contribuția parametrilor elementului, orice acțiune întreprinsă asupra elementului reflectându-se în modificarea parametrilor (electrici) acestuia. Este cazul introducerii unor elemente de filtrare, compensare sau echilibrare, elemente ce se diferențiază prin valori particulare ale parametrilor și deci și a impedanțelor complexe.

Pe de altă parte impedanța este dependentă de frecvență, element foarte important în analiza regimului nesinusoidal. Este bine cunoscut faptul că analiza regimului nesinusoidal se efectuează descompunând curbele reale de tensiune și curent în semnale armonice de diferite frecvențe, multiplu întreg al frecvenței fundamentale. Participarea fiecărei armonice de tensiune și curent la poluarea armonică în ansamblu este dictată și de frecvența armonicii, ori impedanța complexă ia în considerare prin valoarea și faza ei acest lucru.

b) Impedanța complexă este o mărime sintetică ce reunește contribuțiile (tendențele) a două mărimi, tensiune și curent armonic. Curenții armonici sunt produși de elementele neliniare din sistem, dar uneori este mai comod a modela receptorii neliniari prin surse de tensiuni armonice [D4_6]. În aceste condiții este posibil ca

într-o rețea să apară atât surse de curent cât și surse de tensiuni armonice. Cunoașterea regimului armonic al rețelei, circulația de curenți și tensiuni armonice presupune cunoașterea impedanțelor armonice ale rețelei (ale elementelor de sistem).

c) Impedanța complexă are un caracter "integral", ea nu este reprezentarea în complex a raportului valorilor momentane ale tensiunii și curentului ci a valorilor efective ale acestora. Este foarte comod ca pentru valorile efective ale tensiunii și curentului aferente fiecărei armonici să se atașeze impedanța armonică complexă. În acest fel impedanța complexă armonică poate fi ușor măsurată (estimată) și analizată.

d) Regimul de funcționare al receptorilor liniari ai rețelei nu este constant ci se modifică dependent de curbele de sarcină ale consumatorului și de caracteristicile de tensiune și frecvență ale acestuia. Aceste modificări se reflectă în componentele R și X ale impedanței prin care se reprezintă receptorul. Deci impedanța complexă este o mărime sensibilă și la modificarea regimului de funcționare a consumatorilor.

e) Modificările ce survin în configurația rețelei de transport sau de distribuție (conectarea unor circuite de linii sau deconectarea altora, modificarea numărului de transformatoare ce funcționează în paralel, modificarea numărului de ploturi la transformatoare și autotransformatoare) se reflectă în modificarea impedanțelor complexe a anumitor porțiuni de circuit și deci și a impedanței complexe văzute în nodurile rețelei.

f) Impedanța complexă, componentele ei pot fi puse în corespondență cu pierderile sau puterile activă și reactivă după cum este vorba de impedanțe longitudinale sau transversale. În acest fel componentele impedanței complexe pot reflecta aspectul energetic al procesului de transport și distribuție al energiei electrice. Deci randamentul acestor procese este sensibil cu mărimea impedanțelor rețelei.

g) Schemele echivalente monofilare ale elementelor de rețea sunt cuadripolare. În studiul și calculul acestora un rol important îl prezintă impedanțele echivalente, impedanțele caracteristice și impedanțele imagini [D4_11].

h) Sarcinile neliniare se modelează prin surse de curenți care debitează în rețea curenți armonici. Pentru a stabili dacă poluarea armonică produsă se încadrează în limitele admise trebuie ca tensiunile armonice în nodul de racord al consumatorului să nu depășească valorile impuse. Dar consumatorul neliniar este considerat ca o sursă de curenți armonici, trecerea de la curenții armonici la tensiunile armonice efectuându-se prin intermediul impedanțelor armonice [D4_4].

i) Instalațiile de filtrare instalate în nodurile poluate armonic ale rețelelor electrice trebuie verificate, pentru a evita apariția unor fenomene de rezonanță armonică [D4_6], [D4_8]. În acest scop trebuie cunoscută impedanța echivalentă a rețelei în nodul respectiv și dependența ei de frecvență.

j) Impedanța de secvență pozitivă este cea mai potrivită pentru a exprima comportarea unui nod al rețelei întrucât ea corespunde regimului de secvență pozitivă, regim apropiat de regimul permanent normal, regimul de bază al sistemului electroenergetic [D4_12,13].

În concluzie se poate aprecia că impedanța armonică are următoarele proprietăți:

- este o mărime caracteristică elementului de rețea sau întregii rețele,
- valoarea și faza ei reflectă modificarea puterilor absorbite de consumatori și a structurii rețelei,
- corespunde regimului permanent de funcționare a rețelei,
- poate fi estimată prin măsurători,
- este utilă sub aspectul verificării unor instalații de atenuare a regimului nesinusoidal, în particular filtre de armonici, întrucât echivalează rețeaua în nodul de interes cu o impedanță dependentă de frecvență, adică aceeași caracteristică precum a unui filtru,
- reflectă schimburile energetice ce decurg pe armonicile de tensiune și curent,
- prin cunoașterea ei se poate stabili sensul în care trebuie acționat în scopul evitării unor fenomene nedorite, de rezonanță armonică.

D4.3 Stadiul actual al cercetărilor privind determinarea impedanței armonice a unei rețele electrice de distribuție

Impedanța armonică a unei rețele electrice de distribuție, este de fapt impedanța sistemului electroenergetic din amonte de secțiunea față de care este definită. Impedanța armonică este o mărime de stare și deci permite descrierea stării sistemului electroenergetic funcționând în regim staționar nesinusoidal. Termenul de impedanță armonică are înțelesul de *impedanță echivalentă spectrală* a sistemului electroenergetic, de secvență pozitivă, văzută dinspre secțiunea (punctul) de măsurare (calcul) către sursa de alimentare a sistemului [D4_14].

Cunoașterea valorii impedanței armonice are o importanță tot mai mare în analiza regimurilor staționare nesinusoidale ale sistemelor electroenergetice și stabilirea metodelor și mijloacelor de intervenție pentru optimizarea acestora. Cele mai importante aplicații în care cunoașterea impedanței armonice este indispensabilă, sunt:

1. evaluarea calității rețelei de alimentare mai precis a capacității sale de a transfera armonici [D4_15];
2. evaluarea riscului de defectare prin supraîncărcare a unor elemente de circuit și a riscului de producere a rezonanțelor paralele între sistem și sarcini [D4_16];
3. elaborarea deciziilor referitoare la conectarea în siguranță a unei sarcini noi la rețeaua electrică existentă respectiv la reproiectarea sau reconstrucția rețelei;
4. proiectarea filtrelor pasive de curenți armonici respectiv controlul filtrelor active [D4_17];
5. stabilirea unor metode de localizare a surselor de curenți armonici [D4_18].

Dezvoltarea rețelelor de distribuție de c.a. este însoțită de racordarea unui număr tot mai mare de sarcini neliniare, ceea ce determină creșterea nivelului distorsiunilor armonice ale tensiunilor și curenților. Limitarea poluării armonice produse în rețeaua de distribuție de către instalațiile clienților a devenit în prezent o necesitate de importanță majoră.

Standardele IEEE 519 [D4_19] și IEC 61000-3-6 [D4_20] reglementează nivelul tensiunilor și curenților armonici pe care o instalație de utilizare le poate injecta în rețeaua operatorului de distribuție. Aceste standarde sunt aplicabile atât în faza de planificare (proiectare) a instalațiilor de utilizare cât și în faza de exploatare a lor și presupune calculul nivelului emisiilor armonice, cu scopul verificării respectării nivelurilor planificate (impuse) în *punctul comun de cuplare (Point of Common Coupling – PCC)* dintre rețeaua de alimentare (aparținând operatorului de distribuție - OD) și instalațiile de utilizare aparținând consumatorilor (clienților) [D4_21]. Această operație de verificare a respectării nivelurilor maxime planificate ale emisiilor armonice, este dificilă deoarece distorsiunea armonică în PCC este determinată atât de către instalațiile clientului cât și de către rețeaua de alimentare. Este deci necesară determinarea cât mai exactă a nivelului de emisie armonică cu care contribuie fiecare dintre cele două părți în PCC [D4_22-25]. Până în prezent nu s-a stabilit o metodă eficientă, general valabilă și unanim acceptată pentru determinarea contribuției unui client la nivelurile distorsiunilor armonice măsurate în PCC, dar cea mai mare parte a metodelor aplicate în prezent sunt dependente de calculul impedanței armonice echivalente a rețelei, văzută în PCC [D4_14, D4_20, D4_26-30].

Cele mai vechi metode se bazau pe măsurători sincrone efectuate în mai multe secțiuni ale rețelei, cu scopul identificării surselor de perturbații armonice și a propagării acestor perturbații în rețea. Aceste metode erau greoaie, necesitau echipamente complexe, foarte costisitoare și erau mari consumatoare de timp, motiv pentru care au fost abandonate. În locul lor au fost dezvoltate metode și tehnici bazate pe măsurători efectuate într-o singură secțiune a rețelei, mai precis tocmai în PCC, care este de fapt secțiunea în care trebuie evaluată contribuția consumatorului perturbator la poluarea armonică a rețelei [D4_31].

Toate aceste metode, dezvoltate în ultimele decenii, au avut la bază modelarea prin utilizarea circuitului echivalent Norton al ansamblului rețea de alimentare - instalație de utilizare, unanim acceptată (fig. D4_1) [D4_31].

Circuitul echivalent Norton este monofazat, se construiește pentru fiecare frecvență armonică identificată în rețeaua reală și este format prin conectarea în paralel a celor două circuite echivalente care modelează rețeaua de alimentare respectiv instalația consumatorului.

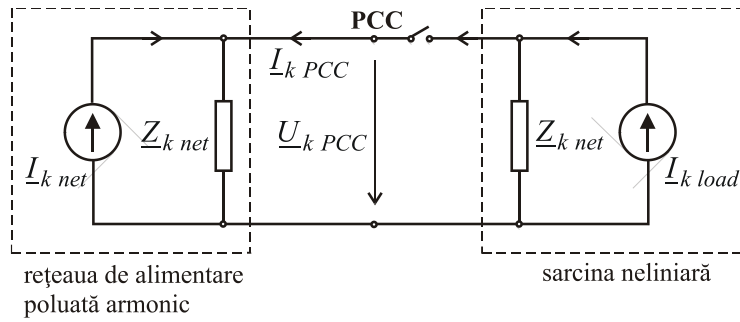


Fig. D4_1. Circuitul echivalent Norton pentru modelarea ansamblului rețea-consumator, funcționând în regim nesinusoidal staționar echilibrat.

Pentru armonica de ordinul k , fiecare dintre cele două componente este reprezentată printr-o sursă ideală de curent, având impedanța internă nulă și furnizând curentul armonic $\underline{I}_{k \text{ net}}$ respectiv $\underline{I}_{k \text{ load}}$. Sursele de curent armonic modelează elementele de rețea neliniare respectiv receptoarele neliniare care determină apariția armonicilor de curent de rang k . Elementele de rețea liniare respectiv receptoarele liniare se modelează printr-o impedanță paralelă cu caracter inductiv $\underline{Z}_{k \text{ net}}$ respectiv $\underline{Z}_{k \text{ load}}$. Secțiunea de rețea corespunzătoare PCC este accesibilă pentru măsurarea tensiunii armonice respectiv curentului armonic, $\underline{U}_{k \text{ PCC}}$ respectiv $\underline{I}_{k \text{ PCC}}$. Acestea din urmă sunt singurele mărimi reale, cunoscute, în timp ce mărimile definite anterior sunt fictive, de calcul, necunoscute.

Aplicând legile lui Kirchhoff pentru circuitul din figura 1, se pot scrie relațiile [D4_31]:

$$\underline{I}_{k \text{ PCC}} = \frac{\underline{I}_{k \text{ load}} \cdot \underline{Z}_{k \text{ load}} - \underline{I}_{k \text{ net}} \cdot \underline{Z}_{k \text{ net}}}{\underline{Z}_{k \text{ load}} + \underline{Z}_{k \text{ net}}} \quad (\text{D4}_1)$$

$$\underline{U}_{k \text{ PCC}} = \frac{\underline{Z}_{k \text{ load}} \cdot \underline{Z}_{k \text{ net}} \cdot (\underline{I}_{k \text{ load}} + \underline{I}_{k \text{ net}})}{\underline{Z}_{k \text{ load}} + \underline{Z}_{k \text{ net}}} \quad (\text{D4}_2)$$

Așa cum se știe, impedanța echivalentă a rețelei văzută într-un nod al acesteia este determinată în principal de puterea de scurtcircuit a sistemului electroenergetic din amonte. În PCC, pe frecvența fundamentală, această impedanță are o valoare mult mai mică decât impedanța echivalentă a sarcinii. Această caracteristică se păstrează și pentru frecvențele armonice ridicate (cu excepția frecvențelor de rezonanță) datorită faptului că impedanțele $\underline{Z}_{k \text{ net}}$ și $\underline{Z}_{k \text{ load}}$ își păstrează caracterul inductiv.

$$\underline{Z}_{k \text{ load}} \gg \underline{Z}_{k \text{ net}}$$

Ca urmare, variațiile naturale ale curenților armonici produse în rețea, notate $\Delta \underline{I}_{k \text{ net}}$, se vor regăsi în mică măsură în variațiile curentului armonic de același ordin din PCC (notat $\Delta \underline{I}_{k \text{ PCC}}$). Similar se poate deduce că variațiile curenților armonici produse în instalația consumatorului ($\Delta \underline{I}_{k \text{ load}}$), se vor regăsi în foarte mare măsură în variațiile curentului armonic $\Delta \underline{I}_{k \text{ PCC}}$.

Curentul armonic $\underline{I}_{k \text{ PCC}}$ este deci format în cea mai mare parte de curentul armonic ce provine în PCC dinspre sarcină, astfel că relațiile (D4_1) și (D4_2) se pot scrie simplificat sub forma:

$$\underline{I}_{k \text{ PCC}} \approx \underline{I}_{k \text{ load}} \quad (\text{D4}_3)$$

$$\underline{U}_{k \text{ PCC}} \approx \underline{Z}_{k \text{ net}} \cdot (\underline{I}_{k \text{ load}} + \underline{I}_{k \text{ net}}) \quad (\text{D4}_4)$$

Din ecuația (D4_4) se pot deduce acum contribuția (indice c) rețelei respectiv a sarcinii perturbatoare la tensiunea armonică în PCC:

$$\underline{U}_{k \text{ PCC-load}}^c \approx \underline{I}_{k \text{ PCC}} \cdot \underline{Z}_{k \text{ net}} \quad (\text{D4}_5)$$

$$\underline{U}_{k PCC-net}^c = \underline{U}_{k PCC} - \underline{U}_{k PCC-load}^c \approx \underline{U}_{k PCC} - \underline{I}_{k PCC} \cdot \underline{Z}_{k net} \quad (D4_6)$$

Conform standardului IEC 61000-3-6, **nivelul de emisie a tensiunii armonice** pe care îl injectează o instalație de utilizare în rețeaua sa de alimentare, se definește ca fiind valoarea maximă a valorilor vectorului tensiunii armonice, pe fiecare frecvență armonică, determinat de instalația respectivă în acel punct al rețelei în care se face evaluarea [D4_20].

Prin urmare, nivelul de emisie a tensiunii armonice în PCC se poate determina ca fiind diferența dintre tensiunile armonice din stările anterioară (pre) respectiv ulterioară (post) conectării sarcinii la rețea [D4_23]. Pentru cele două stări, tensiunea armonică în PCC se poate scrie ca fiind [D4_31]:

$$\underline{U}_{k PCC-pre} = \underline{I}_{k net} \cdot \underline{Z}_{k net} = \underline{U}_{k net} \quad (D4_7)$$

$$\underline{U}_{k PCC-post} = \underline{I}_{k net} \cdot \underline{Z}_{k net} + \underline{I}_{k PCC} \cdot \underline{Z}_{k net} \quad (D4_8)$$

Se pot apoi deduce cele două componente ale nivelului de emisie (indice l) a tensiunii armonice în PCC, corespunzătoare stării de post conectare sarcină în PCC:

$$\underline{U}_{k PCC-load}^l = \underline{U}_{k PCC-post} - \underline{U}_{k PCC-pre} = \underline{I}_{k PCC} \cdot \underline{Z}_{k net} \quad (D4_9)$$

$$\underline{U}_{k PCC-net}^l = \underline{U}_{k PCC} - \underline{U}_{k PCC-load}^l = \underline{U}_{k PCC} - \underline{I}_{k PCC} \cdot \underline{Z}_{k net} \quad (D4_{10})$$

Nivelul de emisie a tensiunii armonice determinat de către rețea în PCC se mai *numește tensiune armonică de fond* în PCC (background).

Comparând acum relațiile (D4_9) respectiv (D4_10) cu relațiile (D4_5) respectiv (D4_6) se poate observa că nivelele de emisie ale tensiunii armonice în PCC dinspre rețea respectiv dinspre consumator sunt practic egale cu contribuțiile acestora la tensiunea armonică:

$$\underline{U}_{k PCC-load}^l \approx \underline{U}_{k PCC-load}^c \quad (D4_{11})$$

$$\underline{U}_{k PCC-net}^l \approx \underline{U}_{k PCC-net}^c \quad (D4_{12})$$

Valorile tensiunilor armonice și curenților armonicii în PCC, $\underline{U}_{k PCC}$ respectiv $\underline{I}_{k PCC}$ se pot măsura, astfel că problema determinării nivelului de emisie a tensiunii armonice produs de consumator în PCC (prin aplicarea relației (D4_9)) se reduce la problema determinării *impedanței armonice echivalente a rețelei de alimentare, văzută în PCC* [D4_20, D4_26-29, D4_31,32].

Pentru estimarea acesteia, în literatura de specialitate pot fi identificate două categorii de metode: **invazive** [D4_25, D4_33-43] respectiv **non-invazive** [D4_26-29, D4_44-56].

Metodele invazive sunt concepute astfel încât să utilizeze variația tensiunii și curentului în PCC, rezultate ca urmare a provocării în mod artificial a unei perturbații în rețeaua de distribuție. Această perturbație se poate produce prin:

1) Injecția unui curent armonic. Schimbarea stării rețelei este produsă prin utilizarea unor dispozitive generatoare de armonici [D4_40], care injectează curenți armonici în sistem. Frecvențele curentului injectat trebuie să fie de valori apropiate, dar diferite de cele ale curenților armonici existenți în sistem [D4_39, D4_41], care sunt produse în cea mai mare parte de sarcinile neliniare. Această metodă este cel mai frecvent întâlnită, deoarece oferă cea mai mare precizie. Aplicarea ei este însă dificilă, mai ales în rețelele MT și IT, deoarece pentru a produce o perturbație semnificativă într-o astfel de rețea este necesar să se utilizeze o cantitate foarte mare de energie, într-un timp foarte scurt. Un exemplu în acest sens îl constituie instalația construită pentru identificarea impedanței armonice a unei rețele cu tensiunea nominală de 132 kV, construită la Centrul Consiliului Electricității din Anglia (Electricity Council Centre in England), care ocupă un camion specializat și are o putere nominală de 180 kW [D4_41].

2) Comutarea planificată a elementelor de rețea. Această metodă utilizează perturbația produsă în rețea în timpul unei comutații planificate sau a unei comutații din cadrul manevrelor de reconfigurare a rețelei. Cele mai uzuale surse de perturbații sunt comutația unei baterii de condensatoare [D4_34], punerea sub tensiune (conectarea la rețea) a unui transformator de mare putere nominală, deconectarea unei linii electrice [D4_42]

sau pornirea unei instalații de utilizare de putere mare [D4_43]. O astfel de operație de comutație provoacă regimuri (stări) tranzitorii care oferă o cantitate suficientă de informații despre sistem dar și o precizie ridicată la determinarea impedanței armonice. Rezultatele obținute prin aplicarea unei metode invazive au de cele mai multe ori un nivel de încredere mai ridicat decât al celor obținute prin aplicarea unei metode non-invazive [D4_47]. Însă prin aplicarea unei astfel de metode nu se poate determina impedanța armonică a rețelei în timp real ci se pot obține doar valori instantanee, valabile pentru perioada scurtă a producerii perturbației (efectuării testului) [D4_25]. Există și limitări de natură tehnică legate de faptul că perturbația produsă artificial în rețeaua de alimentare are de obicei un impact mare asupra acesteia, astfel încât este posibil ca operatorul de distribuție să nu permită efectuarea unui astfel de experiment. Oricum, un astfel de experiment nu poate fi efectuat oricând și de obicei nu poate fi repetat. În plus, metodele invazive sunt adesea dificil de realizat din cauza costului ridicat al echipamentului utilizat pentru producerea perturbației [D4_47, D4_52].

În schimb, **metodele non-invazive** utilizează sursele de curenți armonici existenți în rețea și la sarcinile poluatoare. Ele permit obținerea de informații despre impedanța armonică a rețelei de alimentare pe baza variațiilor naturale ale curenților și tensiunilor armonice în PCC [D4_51, D4_52], care pot fi obținute cu ușurință, prin instalarea unor analizoare obișnuite de rețea (analizoare ale calității energiei electrice). Metodele non-invazive conduc la precizii reduse ale rezultatelor în absența unor sarcini perturbatoare dominante, mai ales în domeniul frecvențelor mari (pentru armonicile de rang superior) [D4_30]. În ultimii ani, în literatura de specialitate au fost propuse mai multe metode non-invazive pentru estimarea impedanței armonice echivalente a rețelei. În continuare se face o scurtă descriere a acestora.

Una dintre metodele non-invazive de determinare a impedanței armonice a rețelei de alimentare văzute în PCC, frecvent întâlnită în literatura de specialitate este **metoda regresiei liniare** [D4_29, D4_30, D4_46, D4_57]. Conform acestei metode impedanța armonică a rețelei se calculează prin determinarea coeficienților din ecuațiile corespunzătoare circuitului echivalent, scrise pentru curenții armonici și tensiunile armonice, parametrii ce pot fi măsurați în PCC. Pentru calculul acestor coeficienți se aplică un algoritm de regresie liniară. Metoda regresiei liniare este însă sensibilă la variația tensiunii armonice de fond. Atunci când există o variație mare a tensiunii armonice de fond, metoda regresiei nu este eficientă.

O grupă importantă de metode non-invazive sunt variante ale așa-numitei **metode a variației** (fluctuation method) [D4_26,27], D4_44,45], conform căreia impedanța armonică a rețelei este determinată utilizând raportul dintre variația tensiunii armonice $\Delta \underline{U}_{k PCC}$ și variația curentului armonic $\Delta \underline{I}_{k PCC}$, produse în PCC ca urmare a schimbării stării rețelei.

$$\underline{Z}_{k net} = \frac{\Delta \underline{U}_{k PCC}}{\Delta \underline{I}_{k PCC}} \quad (D4_{13})$$

Acestea sunt mărimi complexe și sunt obținute prin prelucrarea valorilor momentane achiziționate în PCC, utilizând *transformata Fourier discretă* - DFT (Discrete Fourier Transform) [D4_14]. Variațiile $\Delta \underline{U}_{k PCC}$ și $\Delta \underline{I}_{k PCC}$ sunt cauzate de schimbarea de stare a rețelei, ca urmare a unei variații naturale a sarcinii, în condițiile în care se presupun constante în timpul măsurării atât valoarea curentului furnizat de sursa echivalentă cât și valoarea impedanței armonice.

Cheia aplicării acestei metode constă în selecția, dintr-un volum mare de date obținute prin înregistrare continuă, a acelor date privind variația tensiunii armonice respectiv a curentului armonic în PCC, determinate numai ca urmare a variației naturale a sarcinii. Acest lucru este însă dificil de obținut în practică, deoarece variațiile sunt produse de cele mai multe ori simultan atât de către rețea cât și de către instalațiile utilizatorului.

În plus, pentru a obține o precizie satisfăcătoare sunt necesare variații semnificative ale sarcinii în punctul de măsurare. De asemenea, în majoritatea cazurilor un astfel de experiment necesită o observare de lungă durată și o prelucrare offline a datelor (detectarea schimbării sarcinii, medierea, etc.) [D4_53,54].

Dar există și alte probleme legate de această metodă non-invazivă, care adesea complică această problemă aparent simplă de măsurare. Acestea sunt [D4_55]:

1) *Variații insuficiente ale sarcinii.* Această problemă este frecvent întâlnită în metodele non-invazive, deoarece variațiile de curent și de tensiune produse de variațiile sarcinii sunt adesea mici în comparație cu perturbațiile de fond (zgomotul) produs în PCC de către rețea (în special la frecvențe mari) [D4_53].

2) *Nesincronizarea eșantioanelor*. Dacă frecvența fundamentală este variabilă în timpul achiziției eșantioanelor utilizate la calculul variațiilor $\Delta U_{k PCC}$ și $\Delta I_{k PCC}$, aplicarea DFT conduce la așa-numita *scurgerea spectrală* și la un calcul al impedanței armonice pentru frecvențe inexistente ale semnalelor [D4_56(43)]. Lipsa sincronizării între cele două stări ale sistemului de alimentare generează unghiuri de fază eronate ale variațiilor de tensiune și curent și conduce la creșterea erorilor de estimare a impedanței armonice.

3) *Variația stării rețelei de alimentare*. Dacă în timpul măsurătorilor se produce o variație a valorilor curentului furnizat de sursa de curent echivalentă și/sau o variație a impedanței armonice echivalente, metoda duce la rezultate eronate. De exemplu, dacă variația impedanței echivalente a rețelei este mai mare decât variația impedanței echivalente a sarcinii, atunci rezultatele măsurătorilor vor fi mai aproape de impedanța echivalentă a sarcinii [D4_15]. Variația în timp impune alegerea corectă a locului de măsurare (de exemplu la bornele secundare ale unui transformator din stație [D4_53]), precum și la utilizarea unor perioade de măsurare relativ scurte.

În practică, evaluarea impedanței armonice prin metoda variației (relația (D4_13)) se efectuează prin procesarea cu DFT a semnalelor digitale achiziționate, ceea ce face ca rezultatele să fie puternic influențate de condițiile în care se face eșantionarea. În condițiile variației frecvenței fundamentale a sistemului, absența sincronizării eșantionării determină scurgerea spectrală și cauzează erori semnificative ale estimării impedanței armonice. De asemenea, absența sincronizării eșantionării poate fi motivul interpretării greșite a frecvențelor armonice. Astfel, scurgerea spectrală și rezoluția insuficientă a frecvenței sunt surse importante de erori în calculul impedanței armonice efectuat cu DFT.

Pentru rezolvarea problemei desincronizării eșantioanelor, s-au făcut cercetări susținute, mai ales pentru că această problemă intervine și în alte tipuri de măsurători. Au fost stabilite mai multe metode și tehnici de rezolvare dar cele mai populare sunt metoda *hardware PLL* (Phase-Locked Loop) [D4_58] și metoda *software PLL* [D4_59] bazate pe tehnici de control al ratei de eșantionare a semnalelor. Se mai pot aminti metodele de interpolare pentru analiza în domeniul frecvență [D4_60] respectiv pentru analiza în domeniul timp [D4_56] sau pentru ambele [D4_61].

Standardul [D4_62] recomandă achiziția sincronă a tensiunilor și curenților din rețea, ceea ce poate fi obținut prin utilizarea unui sistem de achiziții de date (DAQ-Data Acquisition) prevăzut cu un circuit de sincronizare de tip PLL (Phase-Locked Loop).

În absența unei soluții hardware se utilizează o soluție software. Una dintre soluțiile software de corecție, este și metoda ce folosește *transformata Chirp-Z* (Chirp-Z Transform - CZT) pentru calculul impedanței armonice [D4_63] în locul DFT. În [D4_55] se propune o astfel de metodă care se dovedește a fi puțin afectată de eșantionarea nesincronă. În cazul eșantionărilor sincrone rezultatele calculului impedanței armonice cu CZT respectiv DFT sunt aceleași, dar pentru eșantionarea nesincronă, precizia algoritmului CZT este semnificativ mai bună. Algoritmul constă în două etape: 1) estimarea frecvenței fundamentale și 2) evaluarea spectrului de frecvențe armonice reale, care pot să difere de valorile nominale. Ambele etape se bazează pe CZT și exploatează proprietatea acestei metode de stabilire arbitrară a axei frecvenței. Scurgerea spectrală este redusă prin considerarea unei ferestre Hanning standard [D4_62]. Rezultatele raportate în [D4_64-66] confirmă precizia superioară a performanței CZT față de abordarea clasică prin DFT, la analiza semnalelor preluate din sistemele electroenergetice.

Din grupa metodelor ce dezvoltă variante îmbunătățite ale metodei variației fac parte și o serie de metode ce se bazează pe selecția datelor [D4_45, D4_47-49]. Punctul critic al acestor metode constă în selectarea pentru calculul impedanței armonice numai a acelor variații de tensiune respectiv de curent armonic care sunt cauzate strict de instalațiile consumatorului. Această selecție este însă dificil de obținut atunci când tensiunile armonice de fond au variații mari.

Urmărind stabilirea unei metode de micșorare a influenței variațiilor tensiunilor armonice de fond, în articolul [D4_67] autorul pleacă de la constatarea că sarcinile armonice pot fi împărțite în componente variabile lent și componente cu variație rapidă, prin utilizarea unui filtru liniar, iar componentele variabile rapid sunt independente din punct de vedere statistic și au o distribuție non-Gaussiană. Pe baza acestor principii, în [D4_51,52, D4_67,68] au fost propuse metode de estimare a impedanței armonice a rețelei folosind *analiza componentelor independente* (independent component analysis - ICA). Aceste metode sunt mai puțin afectate de fluctuația tensiunii armonice de fond. Există însă două probleme la aplicarea metodei ICA. În primul rând, faptul că teoria de bază a analizei componentelor independente, care este *teorema*

limitei centrale (Central Limit Theorem) [D4_69], este valabilă atunci când valoarea medie și variația semnalelor sursă nu sunt de același ordin de mărime. Altfel spus, semnalul sursă domină semnalul mixt, astfel încât semnalele sursă nu satisfac condițiile impuse de această teoremă și deci analiza componentelor independente nu este adecvată pentru separarea semnalului. Într-o rețea de distribuție, acest lucru se întâmplă atunci când sursa armonică din rețea este mult mai mică decât sursa armonică a utilizatorului. Într-o astfel de situație, metoda ICA va fi nevalidă. Cea de-a doua problemă este aceea că rezultatul analizei clasice a componentelor independente poate conduce cu ușurință la un optim local. De aceea, pentru a obține rezultate valabile, trebuie prelucrate date culese pe termen lung, ceea ce înseamnă că timpul de calcul rezultat prin aplicarea algoritmului este mare și deci este dificil să se obțină informații în timp real despre impedanța armonică.

Pentru rezolvarea celor două probleme prezentate mai sus ale metodei ICA, în lucrarea [D4_70] se propune o metodă de estimare a impedanței armonice a rețelei care se bazează pe *analiza componentelor independente cu restricții complexe* (*complex constrained independent component analysis* - ComplexCICA) [D4_71]. Informațiile inițiale despre sursa armonică a rețelei (valorile tensiunilor și curenților armonici măsurate în PCC atunci când sarcina este deconectată) sunt adăugate la funcția obiectiv construită în cadrul analizei clasice complexe a componentelor independente – ComplexICA. În comparație cu metoda clasică, metoda propusă poate obține optimul global și reduce timpul de iterație, deci are performanțe superioare.

Metoda bazată pe ComplexCICA este foarte utilă mai ales în condițiile actuale ale dezvoltării sistemului electroenergetic prin utilizarea masivă a tehnologiei electronicii de putere și prin conectarea unui număr tot mai mare de surse regenerabile distribuite. Implementarea micro-rețelelor hibride AC/DC va fi un trend major de dezvoltare în viitoarele sisteme energetice. Aceste micro-rețele conțin două sub-rețele legate între ele, în care sub-rețeaua de c.a. se racordează la rețeaua operatorului de distribuție [D4_72,73], iar sarcinile primesc energie atât de la rețea cât și de la sursele consumatorului (prosumer). Una dintre provocările tehnice privind calitatea energiei în micro-rețelele hibride AC/DC este legată de dificultatea analizei armonice. Aceste rețele au structuri mult diferite de cele ale rețelelor de distribuție clasice. Datorită efectului filtrelor active care conectează sursele distribuite, valoarea impedanței armonice echivalente a consumatorului nu mai poate fi considerată mult mai mare decât a impedanței armonice echivalente a rețelei de alimentare. Prin urmare, cea mai mare parte a metodelor de estimare a impedanței armonice, bazate pe această ipoteză, vor fi nevalide. Metoda bazată pe ComplexCICA nu utilizează această ipoteză, ceea ce o face utilă pentru analiza armonică a acestor micro-rețele.

Eliminarea erorilor introduse de tensiunea armonică de fond ce apare în PCC, este și scopul urmărit în construcția metodei prezentate în lucrarea [D4_31]. Pentru calculul impedanței armonice a rețelei este propusă o metodă ce utilizează caracteristicile de covarianță ale unor vectori aleatori, metodă aplicată în calculul statistic. Articolul demonstrează că $\underline{I}_{k\ PCC}$ și $\underline{U}_{k\ net}$ pot fi considerați vectori aleatori independenți, deci covarianța dintre aceștia poate fi anulată, ceea ce permite eliminarea influenței negative asupra preciziei estimării impedanței armonice a rețelei, a poluării armonice de fond produsă în PCC de către rețeaua de alimentare.

D4.4 Utilizarea impedanței armonice a rețelei la studiul compensării capacitive transversale în prezența regimului nesinusoidal

Studiul impedanțelor armonice în diverse secțiuni ale unei rețele electrice poate fi determinant în ceea ce privește corectitudinea deciziilor referitoare la adoptarea de măsuri destinate creșterii performanțelor rețelei.

Pentru optimizarea regimurilor de funcționare ale rețelelor electrice de distribuție, se utilizează numeroase metode dar importanța cea mai mare, datorită impactului pe care îl produce, o are *controlul circulației de putere reactivă*. Permițând deopotrivă reglajul indirect al valorii tensiunii și micșorarea dezechilibrelor acesteia (prin simetrizarea sarcinilor echivalente trifazate) dar și micșorarea pierderilor de putere activă longitudinale, această metodă are la bază *compensarea transversală a puterii reactive*.

În majoritatea cazurilor, compensarea puterii reactive se aplică sub forma *compensării capacitive transversale*, atât în instalațiile operatorului de distribuție cât și în cele ale utilizatorilor, caz în care se urmărește de obicei *îmbunătățirea factorului de putere* cu scopul evitării penalizărilor aferente consumului de energie reactivă. Dacă regimul de funcționare al rețelei este unul deformant, aplicarea unei soluții de compensare capacitivă transversală, presupune însă rezolvarea mai întâi a unei serii de probleme suplimentare.

Montarea bateriilor de condensatoare pentru compensarea puterii reactive în rețelele electrice ridică probleme suplimentare dacă în rețea este prezent regimul deformant, cauzate în principal de producerea fenomenului de amplificare a regimului deformant. Poate rezulta astfel, pe de o parte o creștere a valorilor nivelurilor armonicilor de tensiune peste valorile admisibile, atât la consumator cât și în rețeaua distribuitorului sau a consumatorilor apropiați și deci devine imperativă adoptarea unor măsuri de limitare a acestora, iar pe de altă parte amplificarea regimului deformant în curenți, efecte ce pot conduce la suprasolicitarea electrică și termică a condensatoarelor [D4_7(3)], [D4_74].

Acestea sunt motivele pentru care se impune cunoașterea și estimarea cantitativă cu anticipație a acestor efecte secundare ale instalării bateriilor de condensatoare, bineînțeles urmate de considerarea lor în calculele de dimensionare, cu atât mai mult cu cât, la ora actuală regimul deformant este prezent în cvasitotalitatea nodurilor rețelelor electrice de distribuție.

D4.4.1 Impedanța armonică a rețelelor în prezența bateriilor de condensatoare

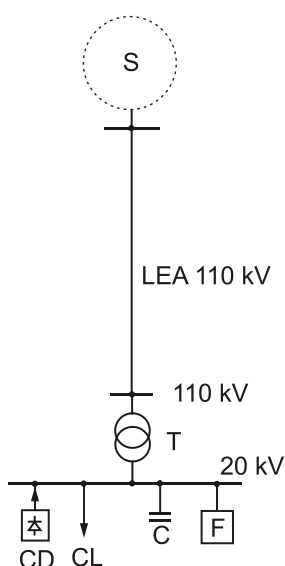


Fig. D4_2. Schema electrică monofilară a zonei de rețea considerate.

Pentru o abordare analitică a problemei, se consideră o zonă de rețea aparținând unei rețele electrice de distribuție, tipică pentru instalarea unui compensator capacitiv de mare putere. Mai precis este cazul unui mare consumator industrial alimentat din rețeaua de 110 kV a sistemului electroenergetic (SEE), prin intermediul unui racord adânc (LEA) și a unei stații de transformare proprii (T) de 110/20 kV (fig. D4_2).

Receptoarele din componența consumatorului se pot grupa în două categorii: prima categorie o constituie receptoarele liniare (nedeformante) reunite într-un consumator echivalent liniar (CL) iar cea de-a doua categorie, receptoarele neliniare (deformante), incluse într-un consumator echivalent deformant (CD). Ambii consumatori echivalenți amintiți sunt racordați pe aceeași bară de medie tensiune a stației.

Pentru îmbunătățirea regimurilor normale de funcționare ale ansamblului rețea-consumator, se propune analiza porțiunii de rețea amintite în condițiile instalării mijloacelor pentru compensarea puterii reactive (bateria de condensatoare - C) respectiv pentru compensarea regimului deformant (filtrele pasive de curenți armonici - F).

Regimul normal de funcționare este presupus ca fiind unul perfect simetric și pentru studierea sa se va folosi analiza în frecvență, mai exact impedanța armonică în secțiunea de interes, ca raport al valorilor efective ale tensiunii și curentului. Schemă electrică echivalentă a rețelei va fi deci

o schemă cuadripolară (monofazată) care va conține parametrii echivalenți (longitudinali și transversali, de tip R, L sau C) de secvență pozitivă ai elementelor de rețea.

Într-o variantă simplificată în care consumatorul liniar se presupune ca având numai componentă activă iar ansamblul LEA-T-SEE se poate reduce la secundarul transformatorului, printr-o inductivitate echivalentă, calculată pe baza puterii aparente de scurtcircuit, presupuse cunoscute pentru această secțiune (în care este plasat și consumatorul deformant - sursa de curenți armonici), rezultă schema echivalentă din figura D4_3.

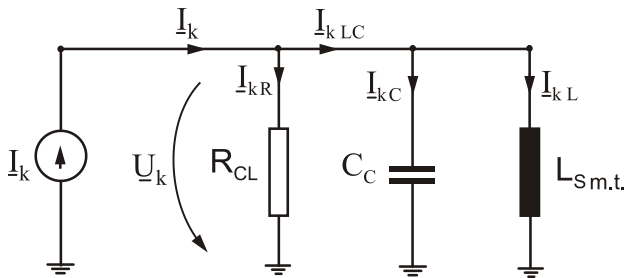


Fig. D4_3. Schema electrică echivalentă simplificată pentru studiul impedanței armonice “văzute” pe barele de medie tensiune ale stației.

Plasând în paralel cu inductivitatea echivalentă a rețelei capacitatea bateriei de condensatoare, se formează un circuit R-L-C paralel. Impedanța echivalentă a acestui circuit se modifică cu frecvența și are caracteristic fenomenul de rezonanță paralel sau rezonanță de curenți, produs la acea frecvență la care impedanța ramurii capacitive este egală ca valoare cu cea a ramurii inductive.

Parametrii echivalenți ai schemei sunt cei determinați pentru frecvența fundamentală, folosind relațiile:

$$R_{CL} = \frac{U^2}{P_{CL}} \quad L_{S\ m.t.} = \frac{X_{L1}}{\omega_1} = \frac{U^2}{\omega_1 \cdot S_{sc\ mt}} \quad C_C = \omega_1 \cdot X_{C1} = \omega_1 \cdot \frac{U^2}{Q_C} \quad (D4_{14})$$

Impedanța echivalentă a circuitului (impedanță armonică) se obține prin punerea în paralel a celor trei impedanțe:

$$\frac{1}{Z_k} = \frac{1}{R} + \frac{1}{j \cdot X_{Lk}} - \frac{1}{j \cdot X_{Ck}} = \frac{1}{R} - j \cdot \left(\frac{1}{k \cdot X_{L1}} - \frac{k}{X_{C1}} \right) \quad (D4_{15})$$

sau:

$$\frac{1}{Z_k} = \frac{P_{CL}}{U^2} - j \cdot \left(k \cdot \frac{S_{sc\ mt}}{U^2} - \frac{1}{k} \cdot \frac{Q_C}{U^2} \right) \quad (D4_{16})$$

Modulul acesteia este:

$$Z_k = \frac{U^2}{\sqrt{P_{CL}^2 + \left(\frac{1}{k} \cdot S_{sc\ mt} - k \cdot Q_C \right)^2}} \quad (D4_{17})$$

Exprimarea în funcție de frecvență a impedanței armonice se obține prin înlocuirea în relația (D4_17) a ordinului armonicii, având relația : $k = f / 50$. Expresia analitică a frecvenței de rezonanță se obține fie prin anularea derivatei parțiale cu frecvența a expresiei impedanței armonice, fie din condiția anulării admitanței circuitului paralel L-C :

$$\frac{1}{j \cdot \frac{f}{50} \cdot \omega_1 \cdot L_{S\ mt}} - \frac{1}{j \cdot \frac{50}{f} \cdot \frac{1}{\omega_1 \cdot C_C}} = 0 \quad (D4_{18})$$

$$\frac{50}{f_r} \cdot \frac{S_{sc\ mt}}{U^2} - \frac{f_r}{50} \cdot \frac{Q}{U^2} = 0 \quad (D4_{19})$$

Rezultă:

$$f_r = 50 \cdot \sqrt{\frac{1}{\omega_1^2 \cdot L_{S\ mt} \cdot C_C}} = 50 \cdot \sqrt{\frac{S_{sc\ mt}}{Q_C}} \quad (D4_{20})$$

La rezonanță curenții pe cele două ramuri ale circuitului paralel L-C devin relativ mari ca valoare efectivă dar prin compunerea lor rezultă un curent foarte mic, impedanța echivalentă a întregului circuit căpătând valoarea maximă, egală cu R_{CL} .

$$Z_k(f_r) = \frac{U^2}{P_{CL}} = R_{CL} \quad (D4_21)$$

Cunoscând curenții armonici injectați pe bare, tensiunile armonice rezultă imediat prin aplicarea relației:

$$U_k = Z_k \cdot I_k \quad (D4_22)$$

D4.4.2 Efectele instalării unei baterii de condensatoare

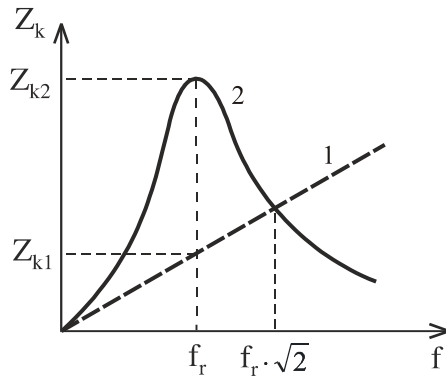


Fig. D4_4. Impedanța armonică a rețelei în prezența condensatoarelor: 1 – fără condensatoare; 2 – cu condensatoare.

În absența condensatoarelor, rețeaua poate fi considerată ca având caracter inductiv, deci o impedanță ce variază aproximativ liniar cu frecvența (fig. D4_4, curba 1: $Z_k = k \cdot \omega_1 \cdot L_{S\ mt}$). Prezența condensatoarelor determină o creștere accentuată a valorii impedanței echivalente a circuitului pentru frecvențe situate în apropierea frecvenței de rezonanță proprii a circuitului (fig. D4_4, curba 2), astfel încât, dacă în rețea există curenți armonici cu aceste frecvențe, aceștia vor produce căderi mari de tensiuni armonice și deci *amplificarea regimului deformant* [D4_74].

Această amplificare este așadar dependentă de amplitudinea și rangul armonice de curent existente în rețea și de valoarea impedanței armonică a rețelei deci de valoarea inductivității echivalente a rețelei (corespunzătoare puterii de scurtcircuit din nodul de interes), respectiv de valoarea capacității bateriei de condensatoare (dată de puterea reactivă nominală a acesteia). Sarcina activă echivalentă din rețea influențează de asemenea într-o mare măsură fenomenul de rezonanță, intervenind ca factor de atenuare.

Raportul între valorile impedanțelor armonice în nodul rețelei în care se face compensarea, corespunzătoare frecvenței de rezonanță, după, respectiv înainte de instalarea condensatoarelor a fost denumit *factor de amplificare* – F [D4_74].

$$F = \frac{Z_{k2}}{Z_{k1}} \quad (D4_23)$$

în care
$$Z_{k1} = \frac{f_r}{50} \cdot \omega_1 \cdot L_{S\ mt} = k_r \cdot \omega_1 \cdot L_{S\ mt} = U^2 \cdot \sqrt{\frac{1}{Q \cdot S_{sc\ mt}}} \quad (D4_24)$$

$$Z_{k2} = R_{CL} = \frac{U^2}{P_{CL}} \quad (D4_25)$$

Rezultă :
$$F = \frac{\sqrt{Q_C \cdot S_{sc\ mt}}}{P_{CL}} = \frac{R_{CL}}{k_r \cdot \omega_1 \cdot L_{S\ mt}} \quad (D4_26)$$

Se poate observa că factorul de amplificare este cu atât mai scăzut cu cât sarcina activă este mai mare și/sau cu cât puterea reactivă instalată în BC este mai scăzută.

Frecvența până la care se poate face simțită amplificarea regimului deformant prin montarea de condensatoare ($F > 1$), f_a , se determină din condiția egalității impedanțelor din cele două situații:

$$\frac{U^2}{\sqrt{P_{CL}^2 + \left(\frac{f_a}{50} \cdot Q_C - \frac{50}{f_a} \cdot S_{sc\ mt}\right)^2}} = \frac{U^2}{\sqrt{P_{CL}^2 + \left(\frac{50}{f_a} \cdot S_{sc\ mt}\right)^2}} \quad (D4_27)$$

Se obține:

$$f_a = \sqrt{2} \cdot 50 \cdot \sqrt{\frac{S_{sc\ mt}}{Q_C}} = \sqrt{2} \cdot f_r \quad (D4_28)$$

Dacă frecvența de rezonanță coincide cu frecvența sursei de curent armonic, curenții pe laturile circuitului din figura D4_3, devin:

$$\underline{I}_{kC} = -\underline{I}_{kL} \quad \underline{I}_{kLC} = \underline{I}_{kC} + \underline{I}_{kL} = 0 \quad \underline{I}_{kR} = \underline{I}_k \quad (D4_29)$$

Scriind tensiunea armonică sub forma unei căderi de tensiune pe elementele de circuit în paralel:

$$U_k = I_k \cdot Z_k = I_{kR} \cdot R = I_k \cdot R_{CL} = I_{kL} \cdot k_r \cdot \omega_1 \cdot L_{s\ mt} = I_{kC} \cdot \frac{1}{k \cdot \omega_1 \cdot C_C} \quad (D4_30)$$

se obțin:
$$I_{kL} = I_{kC} = I_k \cdot \frac{R_{CL}}{k_r \cdot \omega_1 \cdot L_{s\ mt}} = F \cdot I_k \quad (D4_31)$$

Deci prin montarea condensatoarelor se produce o amplificare a regimului deformant atât în tensiuni cât și în curenți [D4_74].

Astfel, prin creșterea valorii impedanței armonice (de F ori) crește în aceeași proporție tensiunea armonică pe bare (conform relației (D4_30)). Acest lucru conduce la creșterea valorii efective a tensiunii la bornele condensatoarelor și deci la suprasolicitarea din punct de vedere electric a acestora. Este necesară deci verificarea la supratensiune a condensatoarelor. Depășirea nivelurilor admisibile ale armonicilor de tensiune va afecta bineînțeles și celelalte receptoare alimentate de pe barele respective.

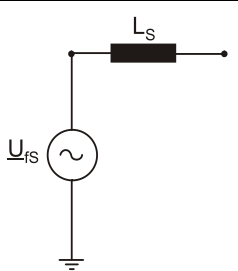
Se produce de asemenea o amplificare de F ori a curenților armonici prin elementele de rețea din amonte. Acest lucru nu este important prin valoarea efectivă a curenților cât prin cea a căderilor de tensiune armonice produse. Amplificarea regimului deformant se va propaga deci în zona de rețea limitrofă, fiind afectați în acest mod atât distribuitorul de energie electrică cât și consumatorii apropiați.

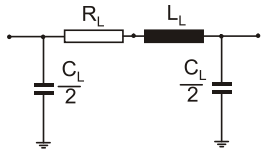
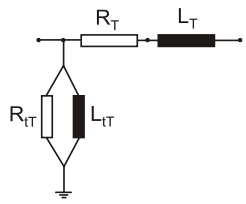
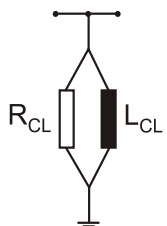
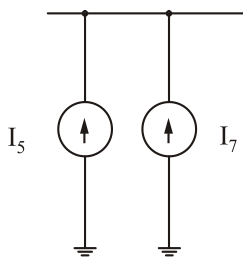
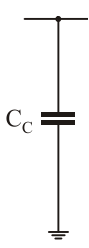
Curentul armonic prin condensatoare va fi și el de F ori mai mare decât curentul furnizat de către consumatorul deformant. Suprapunerea acestuia peste curentul de pe fundamentală poate conduce la o suprasolicitare termică a condensatoarelor, motiv pentru care se impune și verificarea la suprasarcină a acestora.

D4.4.3 Studiu de caz

În vederea evaluării numerice a impedanței armonice văzute pe bara de m.t. a stației de transformare, unde urmează a fi instalată bateria de condensatoare, s-au considerat pentru elementele componente ale zonei de rețea, schemele echivalente cuadripolare de secvență pozitivă, în care, valorile parametrilor echivalenți au fost calculați pe baza mărimilor caracteristice [D4_75]. Toate aceste informații au fost grupate în Tabelul D4_1.

Tabelul D4_1. Mărimi caracteristice ale elementelor de rețea utilizate în studiul de caz.

Element de rețea	Schema electrică echivalentă	Valorile mărimilor caracteristice și ale parametrilor echivalenți
SEE		<p>SEE se modelează printr-o sursă ideală de tensiune alternativă (impedanța internă nulă și frecvența $f = 50$ Hz, deci nepoluantă armonic) plasată în spatele reactanței de scurtcircuit. Se impune valoarea efectivă a tensiunii la bornele sursei de tensiune $U_S = 116$ kV deci pe fază $\underline{U}_{fs} = 64,66$ kV (defazaj $\delta = 0$). Pentru puterea aparentă de scurtcircuit se ia o valoare uzuală pentru treapta de 110 kV: $S_{sc} = 6000$ MVA, astfel că rezultă :</p> $X_S = \frac{U_S^2}{S_{sc}} = 2,09 \Omega \quad L_S = \frac{X_S}{\omega} = 6,6548 \text{ mH}$

LEA 110 kV		<p>Se consideră că linia are lungimea de 10 km și conductoarele active din Al-OL cu secțiunea nominală de 185/32 mm². Contribuția capacităților la analiza în domeniul frecvență a unei LEA se poate neglija. Prezența lor se face simțită în valoarea impedanței armonice doar la frecvențe ridicate (peste 5 kHz).</p> $R_L = 1,57 \Omega \quad X_L = 4,10 \Omega \quad B_L = 27,28 \cdot 10^{-6} \text{ S}$ $L_L = \frac{X_L}{\omega} = 13,05 \text{ mH} \quad C_L = 8,683 \cdot 10^{-8} \text{ F}$
Trafo		<p>Se aplică schema electrică echivalentă în Γ iar valorile parametrilor echivalenței longitudinale și transversali se calculează folosind relațiile bazate pe mărimile de catalog.</p> $U_n = 110/22 \text{ kV}, \quad S_n = 16 \text{ MVA}, \quad u_{sc} = 11\%, \quad \Delta P_{sc} = 97 \text{ kW},$ $\Delta P_g = 28 \text{ kW}, \quad I_g = 1,2\%,$ $R_T = \frac{\Delta P_{sc}}{1000} \cdot \frac{U_n^2}{S_n^2} = 4,5847 \Omega, \quad X_T = \frac{u_{sc}}{100} \cdot \frac{U_n^2}{S_n} = 83,1875 \Omega,$ $L_T = \frac{X_T}{\omega} = 0,26479 \text{ H}, \quad G_T = \frac{\Delta P_g}{1000} \cdot \frac{1}{U_n^2} = 2,314 \cdot 10^{-6} \text{ S},$ $R_{TT} = \frac{1}{G_T} = 432 \cdot 10^3 \Omega, \quad B_T = \frac{i_g}{100} \cdot \frac{S_n}{U_n^2} = 15,868 \cdot 10^{-6} \text{ S},$ $X_{TT} = \frac{1}{B_T} = 63,0208 \cdot 10^3 \Omega, \quad L_{TT} = \frac{X_{TT}}{\omega} = 200,6 \text{ H}$
CL		<p>Pentru simplificare s-a utilizat schema echivalentă paralel, iar valorile parametrilor echivalenței se calculează folosind puterile active și reactive maxime consumate (presupuse ca fiind atinse simultan):</p> $P_{CL} = 5 \text{ MW}, \quad Q_{CL} = 4 \text{ MVar},$ $R_{CL} = \frac{U_n^2}{P_{CL}} = 2420 \Omega, \quad X_{CL} = \frac{U_n^2}{Q_{CL}} = 3025 \Omega, \quad L_{CL} = \frac{X_{CL}}{\omega} = 9,6289 \text{ H}$
CD		<p>Toate receptoarele neliniare se consideră grupate într-un consumator deformant echivalent, a cărui modelare se face prin surse de curent alternativ ideale. Fiecărei armonici de curent prezente în rețea îi va corespunde o sursă de curent, având frecvența egală cu cea a armonicii respective, amplitudinea și faza curentului sinusoidal generat fiind determinate prin măsurători în instalațiile reale. Pentru simplificare, se consideră doar două surse de c.a., ideale (cu impedanța internă infinită), având frecvențele de 250 Hz respectiv 350 Hz (deci corespunzătoare armonicilor 5 și 7). Valorile amplitudinilor aferente (redate la nivelul de 110 kV) respectiv ale fazelor inițiale sunt:</p> $I_5 = 6 \cdot \sqrt{2} \text{ A}, \quad I_7 = 4 \cdot \sqrt{2} \text{ A} \quad \varphi_5 = 0^\circ, \quad \varphi_7 = 30^\circ.$
BC		<p>Instalarea BC are ca efect micșorarea pierderilor de putere activă în rețeaua din amonte prin micșorarea circulației de putere reactivă (îmbunătățirea factorului de putere), respectiv îmbunătățirea nivelului de tensiune pe barele ST. Bateria de condensatoare se consideră ca fiind formată din patru unități trifazate, având fiecare $Q_C = 0,6 \text{ Mvar}$, ce pot fi comutate în funcție de regimul de funcționare al consumatorului. Schema echivalentă este cea în care există deci o capacitate echivalentă, având ca valoare un multiplu ($n = 1,2,3,4$) al valorii pentru treapta unitară:</p> $C_C = \frac{B_C}{\omega} = \frac{Q_C}{\omega \cdot U_n^2} = 0,158 \mu\text{F}$

Așa cum se poate constata, parametrii echivalenței (R,L,C) ai elementelor de sistem considerate s-au calculat pentru frecvența nominală (frecvența armonicii fundamentale). În cadrul analizei în domeniul frecvență a circuitului echivalent, parametrii se vor considera liniare (constanți cu frecvența).

Se prezintă mai jos rezultatele aplicării unui instrument software de analiză a circuitelor electrice, pentru analiza în domeniul frecvență a circuitului electric din studiul de caz considerat [D4_76]. S-a obținut variația cu frecvența a impedanței “văzute” pe barele de medie tensiune ale stației de transformare, acolo unde este racordat consumatorul și unde urmează a se monta baterii de condensatoare pentru compensare capacitivă, respectiv filtrele refulante sau absorbante de curenți armonici.

Astfel, în figura D4_5 se prezintă variația cu frecvența a impedanței armonice în absența compensării (curba 1), respectiv în prezența primei trepte a bateriei de condensatoare (curba 2). Se observă că frecvența de rezonanță este cca. 760 Hz, rezultând un factor de amplificare $F = 2,07$.

Pentru a evidenția influența valorii puterii reactive de compensare asupra valorilor impedanței armonice respectiv ale factorului de amplificare, s-a repetat calculul prin luarea în considerare și a celorlalte trepte de compensare. Rezultatele se prezintă în figura D4_6. Se confirmă o concluzie rezultată din aprecierile cantitative făcute pe baza relațiilor analitice: cu creșterea puterii reactive de compensare scade valoarea frecvenței de rezonanță, crescând în același timp factorul de amplificare, ceea ce conduce la creșterea riscului de amplificare a regimului deformant.

Pentru aplicația considerată, frecvența de rezonanță, scade de la 760 Hz ($Q_C = 0,6$ Mvar) la 382 Hz ($Q_C = 2,4$ Mvar) deci se situează în zona frecvențelor armonice celor mai importante ($k = 7..13$). De asemenea factorul de amplificare crește de la 2,07 la respectiv 3,65.

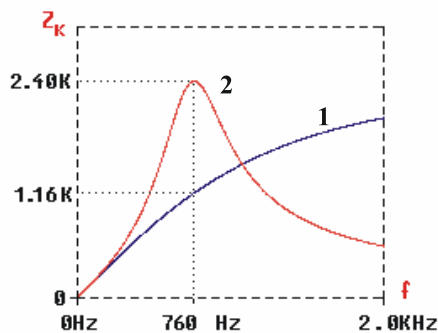


Fig. D4_5. Impedanța armonică pe barele de medie tensiune : 1) $Q_C = 0$ Mvar, 2) $Q_C = 0,6$ Mvar.

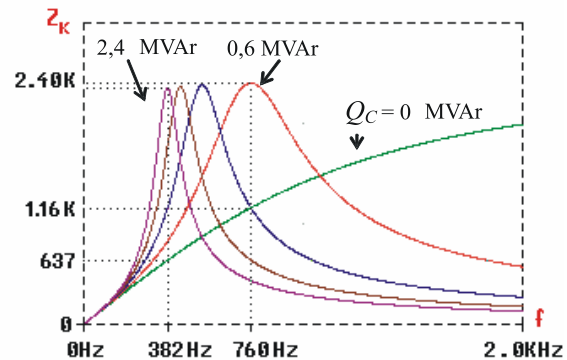


Fig. D4_6. Influența puterii reactive de compensare asupra valorilor impedanței armonice și ale factorului de amplificare.

Influența sarcinii active (liniare) se poate vedea în figura D4_7. Păstrând constantă puterea reactivă de compensare, aici $Q_C = 0,6$ Mvar, așa cum era de așteptat, nu se modifică frecvența de rezonanță ci doar factorul de amplificare. Astfel, pentru puterile active de 10, 5 respectiv 2,5 MW, factorii de amplificare sunt de 1,03 , 2,07 respectiv 4,1. Deci cu cât sarcina activă este mai mare, cu atât atenuarea este mai pronunțată.

În schimb modificarea sarcinii reactive liniare nu se face simțită. Intervenind printr-o inductivitate transversală echivalentă de valoare mult mai mare decât ale inductivităților echivalente longitudinale înseriate ale transformatorului, liniei și sistemului, sarcina reactivă modifică foarte puțin atât valoarea frecvenței de rezonanță proprie circuitului cât și pe cea a factorului de amplificare. Acest lucru se poate vedea din figura D4_8 (detaliu): frecvența de rezonanță se modifică cu câteva unități în jurul valorii de 760 Hz, în timp ce valoarea impedanței la rezonanță rămâne practic la 2,4 kΩ.

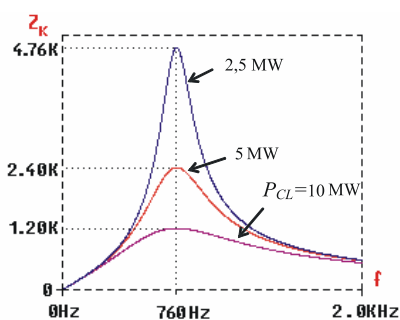


Fig. D4_7. Influența sarcinii active liniare asupra valorilor Z_k și F .

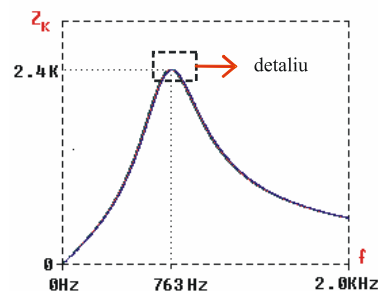
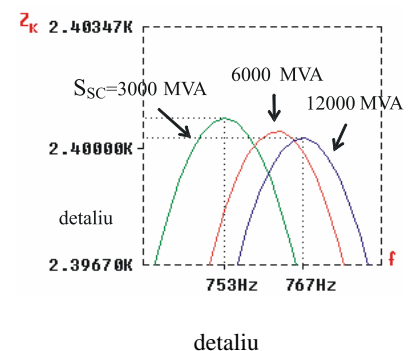


Fig. D4_8. Influența puterii de scurtcircuit de la începutul LEA de înaltă tensiune, asupra valorilor Z_k și F .



Aceeași afirmație se poate face cu referire la influența parametrilor echivalenți ai stației de transformare sau ai liniei de înaltă tensiune precum și a puterii aparente de scurtcircuit, respectiv a reactanței de scurtcircuit, prin care se echivalează SEE la începutul liniei de înaltă tensiune.

Pentru aceasta din urmă, în figura D4_8 se poate observa o modificare a valorilor frecvenței de rezonanță între 753 Hz și 767 Hz și o valoare maximă a impedanței la rezonanță practic constantă la 2,4 k Ω , pentru o modificare a valorilor puterilor aparente de scurtcircuit între 3000 MVA și 12000 MVA.

D4.4.4 Dimensionarea bateriilor de condensatoare

Dimensionarea corectă a bateriilor de condensatoare folosite la compensarea transversală a puterii reactive în rețelele electrice funcționând în regim deformant, presupune evitarea fenomenului de amplificarea a acestuia, ca urmare a creșterii impedanței armonice echivalente a rețelei în prezența condensatoarelor, pentru frecvențe situate în apropierea celor ale principalilor curenți armonici injectați de sarcina neliniară.

O primă etapă a dimensionării este cea “clasică”, ce constă în stabilirea, prin aplicarea unui criteriu de optimizare tehnico-economică, a puterii reactive totale necesare în rețea, urmată de optimizarea repartiției acesteia în nodurile consumatoare.

Cea de-a doua etapă este impusă de prezența în rețea a surselor de curenți armonici și constă în efectuarea unui studiu pentru verificarea soluțiilor inițiale din punctul de vedere al amplificării regimului deformant și dacă este cazul, a corectării acestor soluții.

Pentru efectuarea acestui studiu este necesară cunoașterea prealabilă a următoarelor date:

- curenții armonici injectați de către receptorul deformant; se pun la dispoziție de către fabricant sau se determină prin calcul sau prin măsurători;
- puterea aparentă de scurtcircuit pe barele comune receptorului deformant și bateriei de condensatoare; se pune la dispoziție de către distribuitor;
- puterea activă totală absorbită de receptoarele liniare ale consumatorului deformant;

În funcție de puterea bateriei de condensatoare ce urmează să se racordeze și de amplitudinile tensiunilor armonice existente pe barele receptorului deformant înainte de montarea compensatorului, se diferențiază trei cazuri [D4_74]:

cazul 1. Nivelul tensiunilor armonice înainte de racordarea condensatoarelor este ridicat

O astfel de situație există atunci când curenții injectați de către receptorul deformant sunt relativ mari și de asemenea puterea acestuia este mare în raport cu puterea de scurtcircuit de pe bare. Dacă valorile nivelurilor tensiunilor armonice, determinate prin măsurători, depășesc limitele de compatibilitate stabilite în normative, deoarece racordarea condensatoarelor nu poate decât să amplifice tensiunile armonice, acest lucru nu se va face decât împreună cu instalații de filtrare a curenților armonici.

cazul 2. Înainte de racordul condensatoarelor nivelul tensiunilor armonice este egal cu cel admisibil și puterea bateriei de condensatoare ce urmează a se instala este relativ scăzută

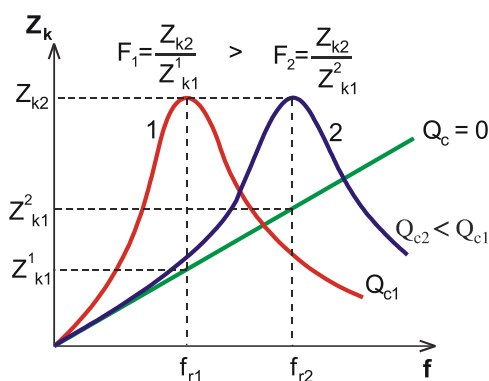


Fig. D4_9. Scăderea factorului de amplificare prin creșterea frecvenței de rezonanță.

După montarea condensatoarelor, armonicile de tensiune ce au frecvența apropiată de cea de rezonanță, vor fi amplificate. Dacă însă puterea reactivă instalată în bateria de condensatoare este suficient de scăzută, frecvența de rezonanță poate rezulta suficient de ridicată pentru a se obține un factor de amplificare apropiat de unitate (deci practic nu există amplificare). În figura D4_9 se poate observa scăderea factorului de amplificare atunci când frecvența de rezonanță crește. Pentru o reactanță echivalentă dată a sistemului, frecvența de rezonanță a circuitului paralel pe care aceasta îl formează cu capacitatea bateriei de condensatoare, crește ca urmare a scăderii puterii reactive instalate în baterie. Acest lucru se poate constata atât analitic (relația (D4_28)) cât și din reprezentarea grafică (fig. D4_9).

Se estimează astfel că o frecvență de rezonanță situată dincolo de cea a armonicii a 15-a nu prezintă riscuri majore deoarece amplificarea impedanței armonice este foarte redusă.

Spre exemplu, pentru a obține o frecvență de rezonanță peste cea a armonicii a 15 - a în cazul compensării pe barele de joasă tensiune ale unui transformator având $S_n = 630$ kVA și puterea aparentă de scurtcircuit pe barele de medie tensiune de 30 MVA, este necesară satisfacerea următoarei relații [D4_74]:

$$\frac{Q}{S_n} \leq 0,07 \quad (\text{D4}_32)$$

unde Q este puterea reactivă instalată în bateriile de condensatoare în Mvar și S_n puterea aparentă nominală a transformatorului în MVA.

Pentru transformatoare de puteri mai mari condiția este și mai severă și dimpotrivă, mai puțin severă în cazul unei rețele de medie tensiune având o putere de scurtcircuit de valoare superioară celei precizate anterior. Se poate deci considera că dacă relația de mai sus este verificată, racordarea condensatoarelor în secundarul transformatorului se poate face fără riscuri. În plus, dacă în rețeaua consumatorului există mai multe transformatoare, puterea reactivă necesară se va repartiza într-un număr de trepte egal cu numărul de transformatoare, astfel încât să fie verificată relația de mai sus pentru fiecare dintre acestea.

Atunci când nu este posibilă respectarea condiției amintite datorită faptului că este necesară instalarea unei puteri reactive relativ mari, se impune efectuarea unui studiu detaliat al regimului deformant al rețelei.

cazul 3. Înainte de racordul condensatoarelor nivelul tensiunilor armonice este egal cu cel admisibil iar puterea bateriei de condensatoare ce urmează a se instala este relativ mare

Montarea compensatorului va fi precedată de o analiză atentă a regimului deformant introdus de către consumatorul neliniar și apoi, pe baza unei modelări cât mai corecte a rețelei ce include și bateria de condensatoare, se va determina impedanța armonică în nodul în care interesează nivelul tensiunilor armonice după compensare (la bornele sarcinii). Acestea pot fi anticipate prin calcul, pe baza curenților armonici (măsurăți) și a impedanțelor armonice (calculate pe model).

Evitarea depășirii nivelurilor admisibile ale tensiunilor armonice se face pe de o parte prin atenuarea regimului deformant anterior compensării (limitarea circulației de curenți armonici) și pe de altă parte prin limitarea amplificării acestuia ca urmare a instalării de condensatoare (dimensionarea corespunzătoare a bateriei de condensatoare).

Etaplele procedurii aplicabile în cazul 3 și care are de fapt caracter de generalitate sunt următoarele [D4_74]:

3.1. Calculul impedanțelor armonice, al frecvenței de rezonanță și al tensiunilor armonice

Pentru configurații complexe ale rețelelor electrice ale consumatorilor, la calculul impedanțelor armonice este necesară folosirea unor programe de calcul specializate.

În cazul însă al unei configurații simple, ca cea din figura D4_2, calculul impedanței armonice după racordarea bateriei de condensatoare se poate face cu o bună aproximație prin aplicarea relației (D4_17).

Frecvența de rezonanță (corespunzătoare valorii maxime a impedanței armonice), se poate calcula cu relația (D4_20), iar apoi, cunoscând curenții armonici injectați pe bare, tensiunile armonice rezultă imediat prin aplicarea relației (D4_22):

3.2. Atenuarea regimului deformant prin limitarea „naturală” a curenților armonici injectați de către consumatorul deformant în rețeaua furnizorului.

Această etapă cuprinde acțiuni aplicabile atât la nivelul fabricantului de echipamente electrice cât și la utilizatorii acestora. În principiu se urmărește micșorarea nivelurilor armonicilor de curent de rang inferior injectați de către aceste echipamente, chiar dacă uneori rezultă armonici de rang superior însă de amplitudine mai mică.

Fără a ne propune aici o tratare detaliată a metodelor și mijloacelor de limitare a nivelului curenților armonici injectați în rețele de către instalațiile de utilizare, vom evidenția totuși câteva aspecte.

Așa de pildă, la capitoul diminuării nivelului de poluare produse prin utilizarea electronicii de putere, se impune instalarea unor convertoare statice cu indice de pulsație ridicat (care injectează curenți armonici dar de frecvențe mult mai ridicate și amplitudini mult mai scăzute), sau a unor convertoare alimentate prin transformatoare a căror conexiune secundară este Δ sau Y (care scurtcircuitează respectiv întrerup curenții armonici de rang trei sau multiplu de trei, care formează seturi de secvență zero).

Una dintre soluțiile foarte eficiente, adoptate în cazul existenței a două punți redresoare hexafazate alimentate fiecare printr-un transformator, constă în conectarea în Δ respectiv în Y a celor două secundare. În acest mod sunt defazați curenții injectați de către cele două redresoare, mai ales pe armonicile 5 și 7, obținându-se o reducere a amplitudinii acestora în rețea de până la 85÷90 %.

Nu este recomandată utilizarea redresoarelor semicomandate sau se limitează puterea acestora deoarece ele injectează în rețea curenți armonici de frecvență joasă și mai ales de rang par. Se va evita de asemenea utilizarea redresoarelor monofazate datorită nivelului foarte ridicat al armonicii de rang trei.

3.3. Limitarea amplificării regimului deformant prin dimensionarea adecvată a bateriei de condensatoare

Dacă frecvența de rezonanță a rețelei în prezența bateriei de condensatoare coincide sau este în apropierea frecvenței uneia dintre armonicile importante de curent, o soluție imediată pentru evitarea acestui lucru constă în dimensionarea bateriei de condensatoare din condiția deplasării frecvenței de rezonanță fie spre valori mai mici fie spre valori mai mari decât ale celor corespunzătoare armonicilor de curent importante.

3.3.1. Obținerea frecvențelor de rezonanță ridicate

În general este de dorit ca deplasarea frecvenței de rezonanță să se producă spre valori mai ridicate deoarece pe de o parte la aceste frecvențe curenții armonici injectați au amplitudinile cele mai scăzute, iar pe de altă parte factorii de amplificare descresc cu frecvența. Acest lucru se obține însă prin limitarea valorii puterii reactive de compensare la valori mici relativ la valoarea puterii de scurtcircuit a rețelei. De obicei, pentru limitarea amplificării regimului deformant se impune condiția $Q/S_{sc} < 0,07$. Ne aflăm de fapt într-o situație similară cu cea expusă mai sus.

3.3.2. Obținerea frecvențelor de rezonanță joase

Soluția deplasării frecvenței de rezonanță spre valori inferioare se aplică doar când ea este inevitabilă. Acest lucru se va face însă cu grijă, prin evitarea frecvențelor critice (ale armonicilor de curent de rang inferior). Este de asemenea importantă considerarea creșterii factorului de amplificare pentru frecvențe joase.

Pentru că această soluție conduce de obicei la puteri reactive importante pentru bateriile de condensatoare, se impune micșorarea sau deconectarea acestora în perioadele de gol de sarcină. De asemenea, se va evita instalarea compensatorului în apropierea surselor perturbatoare (surse de armonici) în absența amortizării, mai precis a sarcinii active liniare.

3.3.3. Obținerea unei frecvențe de rezonanță unice

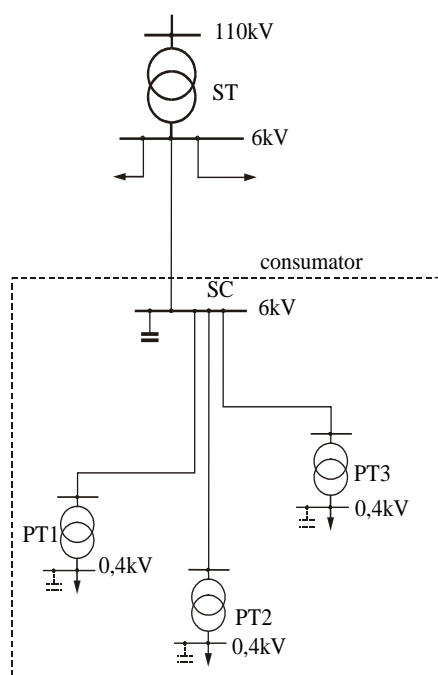


Fig. D4_10. Obținerea unei frecvențe de rezonanță unice prin gruparea bateriilor de condensatoare pe bara de medie tensiune.

O altă soluție pentru evitarea amplificării regimului deformant constă în gruparea condensatoarelor, atunci când este posibil, în același nod (pe aceleași bare). Exemplul cel mai potrivit este cel conform căruia compensatorul se instalează pe bara stației de conexiuni (SC), din rețeaua de medie tensiune ce alimentează mai multe posturi de transformare ale consumatorului (figura D4_10). În acest mod se obține pe lângă o frecvență de rezonanță unică, o valoare mai ridicată a acesteia și o amortizare mai importantă (dată de sarcina activă totală). Ca și în cazul anterior se impune deconectarea bateriei de condensatoare în perioadele golurilor de sarcină.

Atunci când nu este posibilă atenuarea impedanței armonice pentru frecvențele aflate în apropierea frecvențelor critice prin metodele descrise anterior, se va recurge la metode mai complexe, care se referă de obicei la utilizarea filtrelor.

Aceste filtre sunt de fapt circuite rezonante serie, de tip LC, amplasate transversal (între fază și pământ sau neutru). Montarea lor vizează fie creșterea impedanței pe laturile rețelei cu elemente ce se doresc protejate de acțiunea curenților armonici (cazul filtrelor refulante, „dop”), fie scăderea impedanței simultan cu micșorarea semnificativă a curenților armonici transmiși în rețea (cazul filtrelor absorbante).

3.4. Limitarea amplificării regimului deformant prin instalarea bobinelor antirezonante (formarea filtrelor refulante).

În general este nepractic să se dimensioneze bateriile de condensatoare din condiția deplasării frecvenței de rezonanță în exteriorul domeniului de frecvențe al principalelor armonici de curent prezente în rețea. Această deplasare poate fi făcută însă, oricare ar fi valoarea capacității instalate, prin adăugarea în serie cu condensatoarele compensatorului a unor bobine. Acestea vor fi dimensionate din condiția obținerii rezonanței (acordării) circuitului serie monofazat LC pentru o frecvență având valoarea mai mică decât cea a armonicii de curent de rangul cel mai mic (fig. D4_11) [D4_74].

Astfel, pentru frecvențele armonicilor de curent prezente în rețea, impedanța circuitului serie LC are caracter inductiv, eliminându-se astfel riscul apariției rezonanței între bateria de condensatoare și rețea și deci al amplificării tensiunilor armonice. Totodată valorile acestei impedanțe devin relativ mari, ceea ce va conduce la o micșorare a curenților armonici ce traversează compensatorul și la o refulare a acestora înspre rețea. Acest circuit formează astfel un **filtru refulant**, bobinele fiind denumite **antirezonante** (BA - sau antiarmonici, sau de dezacordare).

Valorile impedanței armonice pe barele receptorului deformant după montarea bobinelor antirezonante (Z_{k2}), pentru valori ale frecvenței egale cu cele ale armonicilor de curent prezente în rețea, sunt mult mai mici decât în cazul absenței bobinei (Z_{k3}) și chiar mai mici decât în cazul rețelei fără condensatoare (Z_{k1}). Valoarea maximă a impedanței armonice se obține pentru o frecvență (f'_1) apropiată de frecvența de rezonanță a filtrului refulant (f'_r), ceva mai mică decât aceasta, deci în afara zonei critice (fig. D4_12).

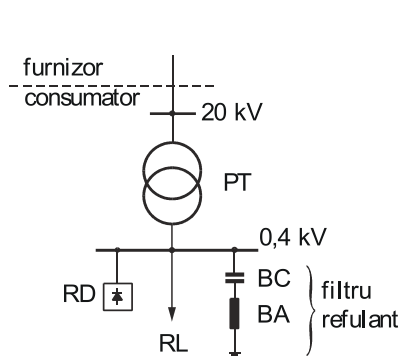


Fig. D4_11. Instalarea bobinelor antirezonante

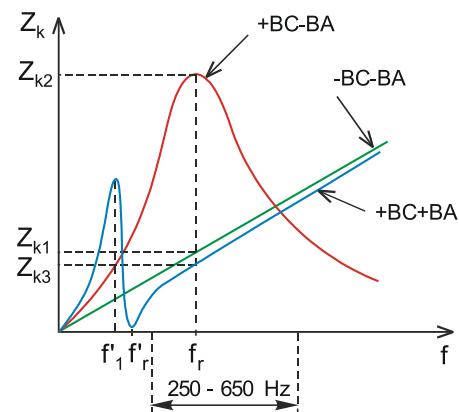


Fig. D4_12. Impedanța armonică după folosirea bobinei antirezonante

Armonica de curent având rangul cel mai mic este în general armonica de rang cinci, iar frecvența de acord a filtrului refulant este de obicei de 215 Hz. Această valoare s-a stabilit astfel încât să fie suficient de aproape de frecvența armonicii de rang cinci și deci impedanța armonică să aibă o valoare cât mai mică pentru frecvența acesteia și în același timp suficient de departe ca un eventual dezacord al filtrului refulant să nu conducă la rezonanță chiar pentru frecvența armonicii de rang cinci și deci la un efect contrar celui scontat.

Este evident faptul că nu se va face acordul bobinei pentru frecvența de 215 Hz dacă în rețea există injecții de curenți armonici de rang mai mic decât cinci sau dacă amortizarea rețelei pe această frecvență este scăzută.

De asemenea, trebuie precizat că soluția folosirii bobinelor antirezonante nu este aplicabilă decât dacă în nodurile rețelei situate în amonte de cel în care se produce compensarea, nivelul de poluare armonică se situează între limitele acceptabile.

Pe lângă reducerea tensiunilor armonice la bornele condensatoarelor, bobinele antirezonante micșorează solicitările la suprasarcină ale condensatoarelor prin refularea curenților armonici.

În schimb, va crește valoarea tensiunii pe frecvența fundamentală la bornele condensatoarelor, ceea ce va impune o dimensionare corespunzătoare a acestora. Cu cât frecvența de acord a filtrului refulant este mai scăzută, cu atât suprasarcinile și supratensiunile armonice sunt mai reduse și cu atât este mai accentuată supratensiunea pe frecvența fundamentală [D4_74].

Un alt dezavantaj important al soluției constă în aceea că nu este aplicabilă decât în cazul compensării cu o treaptă unică de compensare. Instalarea mai multor trepte de compensare, acordate pe aceeași frecvență, poate deveni inefficientă, așa cum se va demonstra mai jos.

Exemplu numeric

Întorcându-ne la aplicația cuprinsă în această secțiune, s-a determinat impedanța armonică a rețelei, "văzută" la bornele receptorului deformant, în trei situații (fig. D4_13): fără compensator (curba 1), cu compensator (treapta de 2,4 Mvar, curba 2), respectiv cu compensator și bobină antirezonanță, dimensionată pentru acordul filtrului refulant la frecvența de 215 Hz (curba 3). Pentru calculul inductivității bobinei s-a folosit relația (D4_33), filtrul considerându-se unul ideal (cu factor de calitate infinit).

$$L_{BA} = \frac{1}{(2\pi \cdot f_{FR})^2 C_{BC}} \quad (D4_33)$$

Se observă că pentru frecvențe de valori superioare frecvenței de acord a filtrului refulant, deci și pentru cele ale armonicilor de curent prezente în rețea, se obține o micșorare importantă a valorilor impedanței armonice. Pentru curba 3 se obține un maxim al impedanței la frecvența de 187 Hz, care însă nu va avea efect de amplificare a tensiunilor armonice.

Valoarea maximă a impedanței armonice a rețelei în prezența filtrelor absorbante se obține pentru o frecvență numită **frecvență de antirezonanță**. Valoarea acesteia este inferioară valorii frecvenței de acord a filtrului și apropiată de ea. Valoarea impedanței armonice la antirezonanță depinde atât de factorul de calitate al filtrului cât și de factorul de amplificare al rețelei. Factorul de calitate se calculează cu relația:

$$F_c = 2 \cdot \pi \cdot f_{FR} \cdot \frac{L_{BA}}{R_{FR}} \quad (D4_34)$$

unde f_{FR} este frecvența de acord a filtrului, L_{BA} – inductivitatea bobinei antiarmonice, R_{FR} – rezistența electrică a circuitului monofazat al filtrului. Cu cât factorul de calitate al filtrului este mai mic (R_{FR} mai mare), cu atât valoarea impedanței armonice la antirezonanță este mai mică.

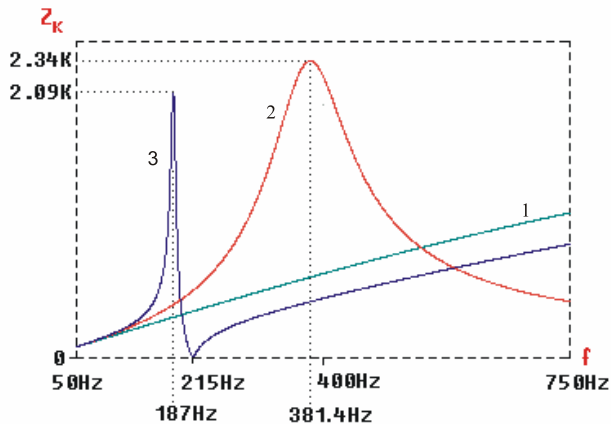


Fig. D4_13. Efectul instalării bobinei antirezonante asupra valorilor impedanței armonice ($Q_c = 2,4$ MVar).

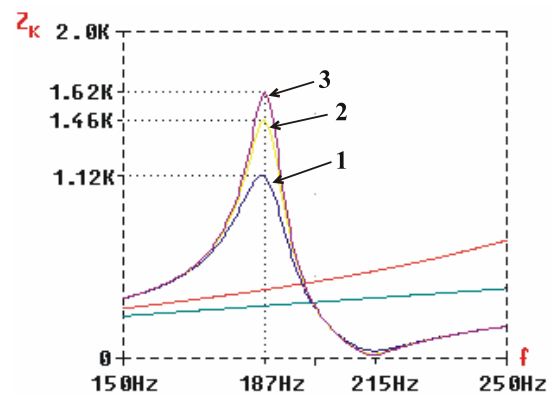


Fig. D4_14. Modificarea valorii maxime a impedanței armonice în funcție de factorul de calitate al filtrului.

În figura D4_14 se poate observa această influență pentru $F_c = 25, 50, 75$ (curbele 1, 2 respectiv 3). Un efect similar, de amortizare, îl are și prezența sarcinii active în apropierea filtrului.

Pentru calculul frecvenței de antirezonanță se poate aplica o relație simplificată, în care se neglijează prezența sarcinii iar sistemul electroenergetic se reduce la o inductivitate L_S :

$$f_{ar} = \frac{1}{2 \cdot \pi \cdot \sqrt{(L_{BA} + L_S) \cdot C}} \quad (D4_35)$$

3.5. Atenuarea regimului deformant prin filtrarea curenților armonici (formarea filtrelor absorbante)

Atunci când soluția filtrului refulant se dovedește a fi insuficientă pentru a coborâ sub limitele admisibile nivelul poluării armonice în rețea, trebuie analizată soluția instalării de filtre absorbante, amplasate în imediata vecinătate a marilor consumatori deformanți (neliniari).

Principiul de funcționare al acestora este practic același cu cel al filtrelor refulante, cu deosebirea că frecvența de acord coincide cu cea a curentului armonic căruia i se adresează. Prezintă o impedanță foarte mică pe frecvența respectivă, filtrul va constitui calea principală de închidere a curentului armonic injectat de receptorii deformanți. Curentul armonic va fi practic șuntat (absorbit) de către filtru, limitându-i-se astfel în mod considerabil propagarea în rețea.

Soluția actuală, cel mai des întâlnită la diminuarea regimului deformant produs de marii consumatori racordați în rețelele de distribuție, datorită avantajelor tehnico-economice pe care le conferă, o constituie filtrele absorbante de armonici, care sunt de fapt circuite serie rezonante LC montate transversal (derivație).

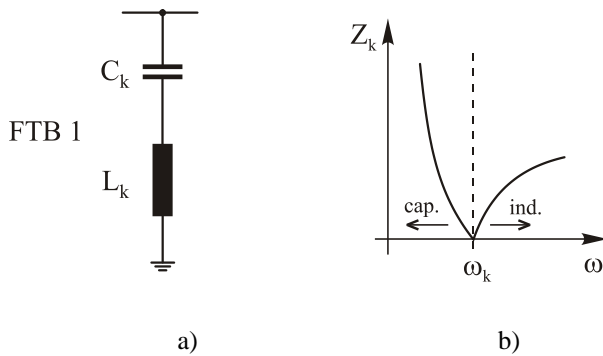


Fig. D4_15. Filtrul trece bandă de ordinul întâi:

a) schema electrică echivalentă; b) caracteristica impedanță echivalentă-pulsație pentru un FTB1 ideal ($R_k = 0$).

respectiv, să rezulte o impedanță practic nulă.

$$Z_k = k \cdot \omega_1 \cdot L_k - \frac{1}{k \cdot \omega_1 \cdot C_k} \quad (D4_36)$$

unde Z_k este impedanța echivalentă a circuitului rezonant pentru armonica de ordinul k (s-au neglijat rezistențele echivalente ale bobinei, condensatoarelor și elementelor de legătură electrică).

ω_1 - pulsația armonicii fundamentale.

$$\text{Pulsația : } \omega_k = k \cdot \omega_1 = \frac{1}{\sqrt{L_k \cdot C_k}} \quad (D4_37)$$

este chiar pulsația de rezonanță a circuitului serie L_k, C_k .

Se observă că pentru pulsații mai mici decât cea de rezonanță $\omega < \omega_k$, $Z_k < 0$ deci are caracter capacitar și pentru pulsații mai mari decât cea de rezonanță, $\omega > \omega_k$, $Z_k > 0$ având caracter inductiv. Alura caracteristicii $|Z_k|$ în funcție de pulsație este prezentată în figura D4_15.b.

Circuitul rezonant este parcurs de [D4_7], [D4_74], [D4_77]:

1. curentul corespunzător fundamentalei - față de care prezintă caracter capacitar,
2. curentul corespunzător armonicilor pe care are loc rezonanța (scurtcircuitat) - față de care prezintă o impedanță practic nulă,
3. curenții corespunzători armonicilor care există în rețea dar pentru care nu sunt prevăzute circuite rezonante, față de care caracterul impedanței depinde de ordinul armonicilor.

De obicei, filtrele absorbante se pun pentru armonicile cu amplitudinile cele mai mari, care corespund în general ordinilor celor mai mici 5,7,..., într-o succesiune crescătoare a acestora.

Considerând deci un circuit rezonant oarecare, se poate presupune că există circuite rezonante (în funcțiune) pentru toate armonicile de rang inferior și că amplitudinea curenților armonici de rang superior prin circuitul rezonant considerat este neglijabilă, deoarece acesta prezintă pentru frecvențe superioare celei de rezonanță o reactanță inductivă relativ mare, ce crește cu ordinul armonicilor.

De aceea, analiza solicitărilor termice și electrice a elementelor circuitului rezonant se face în ipoteza că acesta este parcurs numai de către curentul corespunzător fundamentalei și de către curentul corespunzător armonicii pe care are loc rezonanța.

Stabilirea valorilor inductivităților și capacităților din componența filtrelor se face prin aplicarea unor algoritmi care se pot diferenția în primul rând în funcție de rolul filtrelor din punctul de vedere al compensării puterii reactive pe fundamentală. Aceasta deoarece toate circuitele rezonante vor avea pe frecvența fundamentalei caracter capacitiv, deci ele vor efectua întotdeauna, o compensare capacitivă transversală a rețelei. Vom diferenția următoarele criterii de dimensionare a circuitelor rezonante [D4_7], [D4_74], [D4_77]:

A - Rol principal de filtrare (minimizarea puterii reactive capacitive instalate);

B - Dublu rol: compensare - filtrare.

B1 - Filtrarea unui curent armonic unic;

B2 - Filtrarea mai multor curenți armonici;

B2-1 – criteriul aceleași bobine pe toate circuitele rezonante;

B2-2 – criteriul minimizării puterii reactive totale produsă de bateriile de condensatoare (pe fundamentală și pe armonică de ordinul k) și obținerii valorii impuse a puterii reactive pe fundamentală.

Exemplu numeric

Pentru simplificarea expunerii, nu se vor prezenta relațiile de calcul aferente criteriilor precizate mai sus, în schimb se vor comenta rezultatele studiului impedanței armonice pe barele consumatorului deformant, în prezența filtrelor absorbante pentru armonicile 5 și 7, a căror dimensionare a fost făcută conform criteriului A (minimizarea puterii reactive capacitive pe fundamentală) și B2-1 (criteriul aceleași bobine pe toate circuitele rezonante).

Dimensionând prin aplicarea criteriului A, pentru capacitățile și inductivitățile celor două filtre s-au obținut valorile:

$$\begin{array}{lll} \text{pentru } k = 5 & C_5 = 0,129 \mu\text{F} & L_5 = 3,142 \text{ H} \\ \text{pentru } k = 7 & C_7 = 0,074 \mu\text{F} & L_7 = 2,7857 \text{ H} \end{array}$$

În figura D4_16 se poate observa influența sarcinii liniare asupra frecvenței de antirezonanță respectiv asupra amplitudinii antirezonanței. Curbele notate cu 1, 2 și respectiv 3 corespund puterilor aparente ale consumatorului liniar având puterile $S_{cons1} = (3,33 + j 2,66)$ MVA, $S_{cons2} = (5 + j 4)$ MVA și respectiv $S_{cons3} = (10 + j 8)$ MVA, valorile capacităților și inductivităților filtrelor nedepinzând de sarcină.

Se poate observa că modificarea valorilor sarcinii liniare conduce la o modificare nesemnificativă a valorilor frecvenței de antirezonanță. În schimb creșterea sarcinii are efectul așteptat, de atenuare. În aplicația numerică considerată, la o creștere a sarcinii de la S_{cons1} la S_{cons3} , impedanța armonică și deci și factorul de amplificare scad de aproximativ 2,8 respectiv 2,9 ori pentru antirezonanța din apropierea frecvenței armonicii a cincea respectiv a șaptea (cca. 239 Hz respectiv 336 Hz). Factorul de amplificare scade de la 7,78 la 2,78 respectiv de la 6,25 la 2,16. (Aici filtrele au fost considerate ca având un factor de calitate infinit).

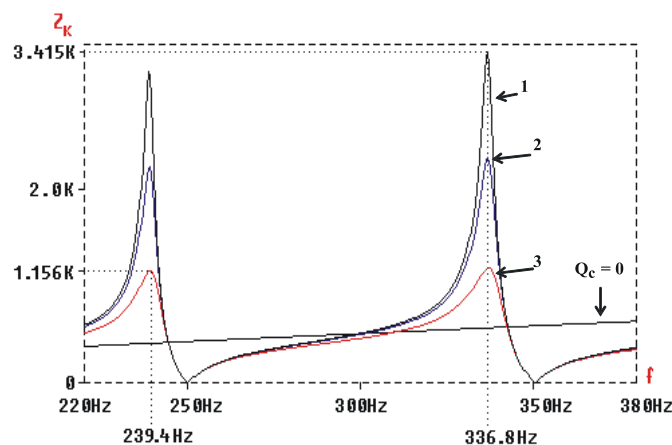


Fig. D4_16. Influența valorilor sarcinii liniare asupra frecvenței și amplitudinii antirezonanței.

Un efect similar îl are scăderea factorului de calitate al filtrelor. Din figura D4_17 se poate constata că montând aceleași filtre ca mai sus, în prezența unei sarcini $S_{cons} = (5 + j 4)$ MVA, se obține o atenuare a impedanței armonice la antirezonanță de aproximativ 1,3 ori, la o scădere a factorului de calitate de la $F_c = 100$ la $F_c = 50$. Frecvențele de antirezonanță rămân practic nemodificate.

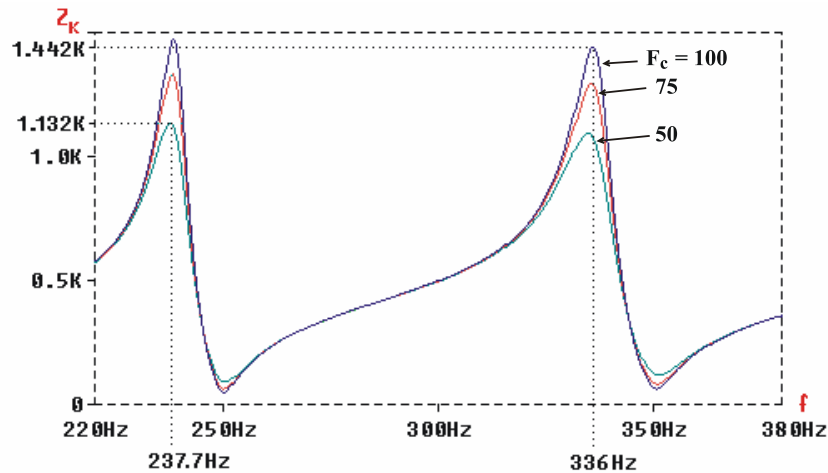


Fig. D4_17. Influența factorului de calitate al filtrului asupra amplitudinii antirezonanței.

Dacă filtrele se dimensionează prin aplicarea criteriului B2-1, valorile capacităților și ale inductivităților depind de valoarea puterii reactive care se dorește a fi debitată în rețea la frecvența fundamentală - Q_{C1} . Considerând patru trepte ale bateriei de condensatoare, au rezultat valorile din Tabelul D4_2.

Tabelul D4_2. Rezultatele dimensionării filtrelor prin aplicarea criteriului B2-1.

Q_{C1} [Mvar]	L [H]	C_5 [μ F]	C_7 [μ F]
0,6/3	1,3373	0,303	0,155
1,2/3	0,6686	0,606	0,310
1,8/3	0,4457	0,909	0,464
2,4/3	0,3343	1,212	0,619

Se poate observa că creșterea valorii Q_{C1} influențează nesemnificativ creșterea valorii factorului de amplificare, în schimb conduce la scăderea pronunțată a frecvenței de antirezonanță, care se apropie de cea a armonicii de rang 4 (figura D4_18).

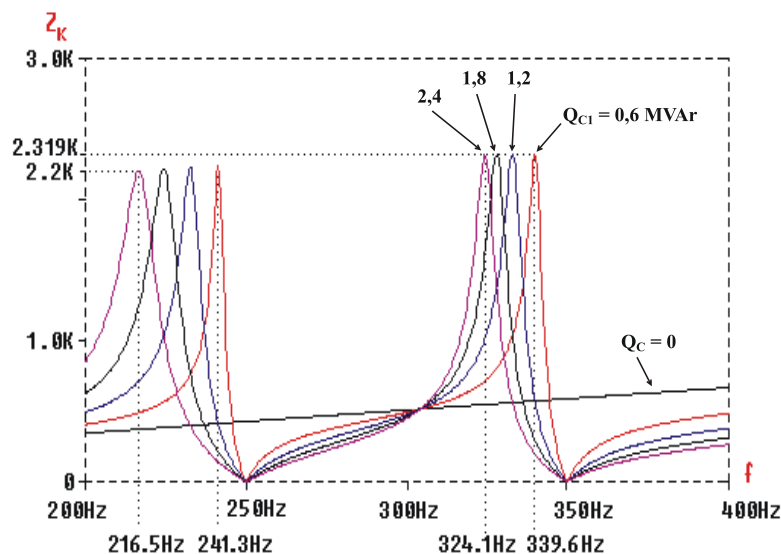


Fig. D4_18. Influența puterii reactive debitate pe fundamentală de către filtru, asupra frecvenței de antirezonanță.

D4.4.5 Concluzii

Scopul acestei secțiuni constă în evidențierea, pe baza unei analize calitative și cantitative, a rolului determinant al studiului impedanței armonice în acea secțiune a unei rețele electrice de distribuție, în care urmează să se instaleze baterii de condensatoare pentru compensare capacitivă transversală, dacă în rețea este prezent regimul deformant.

Montarea condensatoarelor are ca efect secundar o creștere accentuată a valorii impedanței armonice echivalente a rețelei, pentru frecvențe având valori situate în jurul valorii frecvenței de rezonanță. Dacă în rețea există curenți armonici cu aceste frecvențe, în rețea se va produce o amplificare a regimului deformant atât în tensiuni cât și în curenți.

Depășirea nivelurilor admisibile ale armonicilor de tensiune va afecta majoritatea receptoarelor, inclusiv bateriile de condensatoare. La bornele acestora se va produce o creștere a valorii efective a tensiunii și deci suprasolicitarea lor din punct de vedere electric.

Amplificarea curenților armonici prin elementele de rețea din amonte, va determina creșterea căderilor de tensiune armonice și deci propagarea amplificării regimului deformant. Curenții armonici prin condensatoare vor avea valori mai mari decât ale celor injectați de sarcinile neliniare, ceea ce va produce creșterea valorii efective a curentului total și deci suprasolicitarea termică.

Pentru evitarea sau limitarea amplificării regimului deformant ca urmare a instalării bateriilor de condensatoare, se pot aplica două categorii de metode, ce urmăresc:

- ◆ deplasarea frecvenței de rezonanță a rețelei prin:
 - dimensionarea adecvată a bateriei de condensatoare;
 - instalarea bobinelor antirezonante (formarea filtrelor refulante);
- ◆ limitarea circulației curenților armonici prin:
 - folosirea unor instalații de utilizare cu nivel redus de poluarea armonică;
 - filtrarea curenților armonici.

Aplicarea eficientă a acestor metode presupune cunoașterea cu o bună precizie a impedanței armonice a rețelei, “văzută” în secțiunea de interes.

D4.5 Determinarea analitică și numerică a impedanței armonice văzute în nodurile unei rețele electrice de distribuție

Pentru stabilirea metodelor și mijloacelor de intervenție destinate menținerii unei calități corespunzătoare a energiei electrice furnizate consumatorilor racordați la rețele de distribuție actuale, supuse unei poluări armonice tot mai accentuate, analiza în domeniul frecvență a regimurilor normale de funcționare a rețelei este o operație obligatorie.

Instrumentul principal al acestei analize este reprezentat de impedanța armonică văzută în nodurile rețelei, care caracterizează răspunsul în frecvență al acesteia. O aplicație tipică a acestui instrument de analiză se referă la compensarea puterii reactive într-o rețea de distribuție poluată armonic, operație care poate duce la amplificarea regimului nesinusoidal și în consecință la accentuarea efectelor negative asupra funcționării instalațiilor aparținând operatorului de distribuție sau consumatorilor. Evitarea producerii rezonanțelor armonice paralele este posibilă doar prin cunoașterea răspunsului în frecvență al rețelei, mai precis a modificării impedanței armonice văzute în nodurile rețelei [D4_78,79].

Această secțiune prezintă, în două părți, printr-un studiu de caz efectuat pe o aceeași zonă de rețea de distribuție reală, rezultatele numerice ale aplicării a două metode de analiză numerică: o metodă clasică - *metoda matricei admitanțelor armonice nodale* [D4_80,81], respectiv o metodă modernă - *metoda matricei de stare* a sistemului automat asociat rețelei de distribuție [D4_82-85]. Se analizează rezultatele și se compară valorile obținute prin cele două metode.

D4.5.1 Metoda matricei admitanțelor armonice nodale

D4.5.1.1 Construcția circuitului echivalent pentru zona de rețea considerată în studiul de caz

Pentru efectuarea studiului de caz s-a considerat o situație frecvent întâlnită în practică, în care, rețeaua de distribuție a unui mare consumator industrial, care este în același timp un mare „poluator”, este alimentată de pe barele de medie tensiune ale unei stații de transformare (fig. D4_19.a).

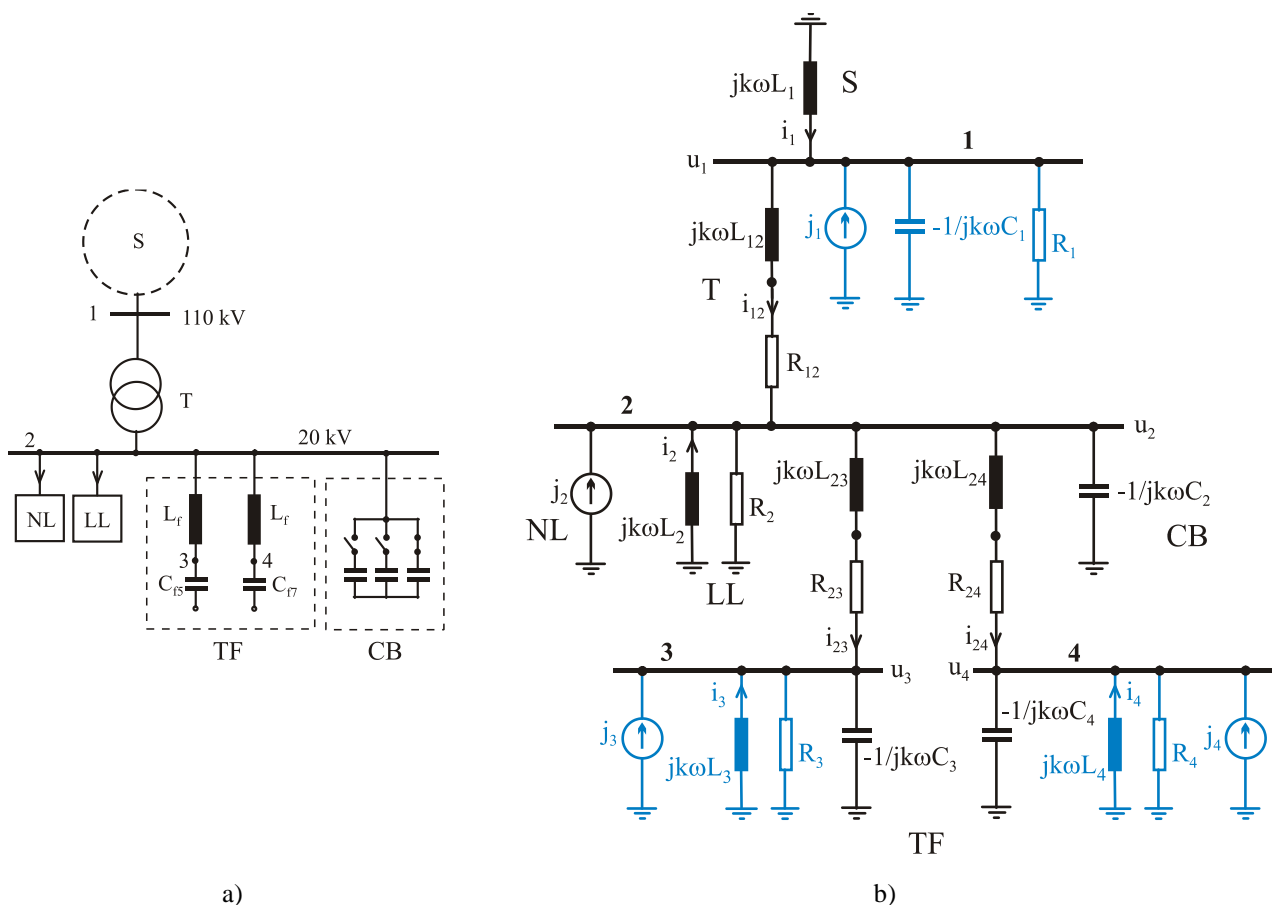


Fig. D4_19. (a) Zonă de rețea de distribuție conținând echipamente de filtrare (LL – sarcina liniară; NL – sarcina neliniară; TF – filtre pasive; CB – baterii de condensatoare); (b) Circuitul echivalent zonei de rețea.

Receptoarele din instalațiile consumatorului se pot grupa în două componente: una corespunzătoare sarcinilor liniare (nedeforante - LL) și cealaltă sarcinilor neliniare (deformante - NL). Se consideră patru valori ale puterilor active și reactive ale sarcinii liniare, ca variante de calcul (cazurile a-d).

Pentru modelarea sarcinii neliniare, echivalente cu surse ideale de curenți armonici, se acceptă că în componența curenților absorbiți de consumator din rețea, nivelurile cele mai mari le au armonicile de rang 5 și 7. Pentru limitarea circulației acestora în rețeaua operatorului de distribuție, pe barele de medie tensiune ale stației se racordează instalații de filtrare (filtre pasive trece-bandă de ordinul 1).

La aceleași bare se racordează o instalație pentru compensarea puterii reactive cu scopul îmbunătățirii factorului de putere (baterie de condensatoare) (fig. D4_19.a). Filtrele au fost dimensionate astfel încât să corespundă condiției utilizării unor bobine identice. Ele debitează în rețea o parte din puterea reactivă necesară compensării capacitive pe fundamentală, diferența până la valoarea corespunzătoare unui factor de putere egal cu cel neutral ($PF = 0.92$) fiind atribuită bateriei de condensatoare, ce permite un reglaj în trepte a nivelului compensării. Sarcina liniară fiind considerată prin patru variante de calcul, bateria de condensatoare va avea tot atâtea trepte. Filtrele însă sunt aceleași pentru toate cele patru cazuri.

În tabelul D4_3 se prezintă valorile mărimilor electrice caracteristice ale elementelor rețelei și valorile parametrilor echivalenți de tip R, L, C, necesari construcției circuitului echivalent utilizat pentru analiza în domeniul frecvență a regimului normal de funcționare a rețelei (fig. D4_19.b). Valorile parametrilor echivalenți s-au calculat prin raportare la nivelul de 20 kV și se consideră constanți (independenți de frecvență).

Pentru ca metoda variabilelor de stare, prezentată în cea de a doua parte a secțiunii, să fie aplicată corect la analiza în domeniul frecvență a unei rețele, trebuie ca elementele longitudinale ale circuitului echivalent să fie doar de tip R și/sau L. Elementele de tip C pot apărea doar ca elemente transversale [D4_84]. De aceea punctele de conexiune dintre inductivitățile și capacitățile filtrelor au fost considerate noduri ale rețelei echivalente (numerotate cu 3 și 4 în fig. D4_19.b), astfel că inductivitățile filtrelor apar în schema echivalentă ca inductivități longitudinale iar capacitățile sunt amplasate transversal.

Tot din condiția aplicării corecte a metodei variabilelor de stare, pe lângă parametrii echivalenți ai elementelor de circuit reale, s-au considerat elemente fictive de circuit. Acestea li s-au dat însă valori foarte mici (C_1) sau foarte mari (R_1, R_3, L_3, R_4, L_4) pentru a nu influența rezultatele calcului. De asemenea au fost considerate surse ideale de curenți armonici (având impedanța internă de valoare infinită) în toate nodurile rețelei, ceea ce nu influențează de loc rezultatele. Elementele fictive de circuit au fost desenate în figura D4_19.b cu culoarea albastră.

Tabelul D4_3. Valorile mărimilor caracteristice și ale parametrilor echivalenți pentru elementele rețelei.

Elementele de rețea	Parametri nominali		Parametri echivalenți			
Sistemul electroenergetic (S)	cazuri a, b, c, d	$S_{sc} = 1000 \text{ MVA};$	$X_S = 0.4 \Omega; \quad L_S = 1,273 \cdot 10^{-3} \text{ H}; \quad L_1 = L_S$			
Transformatorul (T)	cazuri a, b, c, d	$S_T = 25 \text{ MVA}; \quad \Delta P_{sc} = 130 \text{ kW};$ $U_{rLV} = 22 \text{ kV}; \quad u_{sc} = 11 \%$	$R_T = 0.101 \Omega; \quad R_{12} = R_T;$ $X_T = 2.13 \Omega; \quad L_T = 6.779 \cdot 10^{-3} \text{ H}; \quad L_{12} = L_T;$			
Sarcina liniară (LL)	cazuri	$P_{LL} [\text{MW}]$	$Q_{LL} [\text{MVar}]$	$R_{LL} [\Omega] \quad (R_2 = R_{LL})$	$X_{LL} [\Omega]$	$L_{LL} [\text{H}] \quad (L_2 = L_{LL})$
	a	2	1.6	200	250	0.796
	b	4	3.2	100	125	0.398
	c	6	4.8	66.667	83.333	0.265
Bateria de condensatoare (CB)	cazuri	$Q_{comp1} [\text{MVar}]$	$B_{CB} [\mu\text{S}]$		$C_{CB} [\mu\text{F}] \quad C_2 = C_{CB}$	
	a	0.448	1120		3.565	
	b	1.196	2990		9.518	
	c	1.944	4860		15.470	
Filtre pasive (TF)	cazuri	$Q_{comp1} [\text{MVar}]$	$L_f [\text{H}]$	$R_f [\Omega]$	$C_{f5} [\mu\text{F}]$	$C_{f7} [\mu\text{F}]$
	a, b, c, d	0.3	$L_{23} = L_{24} = L_f$	$R_{23} = R_{24} = R_f$	$C_3 = C_{f5}$	$C_4 = C_{f7}$
			0.265	0.01	1.528	0.779

D4.5.1.2 Construcția matricei admitanțelor armonice nodale și determinarea impedanțelor armonice văzute în nodurile rețelei

Matricea admitanțelor nodale asociată unei rețele sau zone de rețea este una pătrată, numărul liniilor respectiv al coloanelor fiind egal cu numărul nodurilor rețelei (patru în cazul de față – relația (D4_38)).

$$\underline{Y}_a(f) = \begin{bmatrix} \underline{Y}_{11}(f) & \underline{Y}_{12}(f) & \underline{Y}_{13}(f) & \underline{Y}_{14}(f) \\ \underline{Y}_{21}(f) & \underline{Y}_{22a}(f) & \underline{Y}_{23}(f) & \underline{Y}_{24}(f) \\ \underline{Y}_{31}(f) & \underline{Y}_{32}(f) & \underline{Y}_{33}(f) & \underline{Y}_{34}(f) \\ \underline{Y}_{41}(f) & \underline{Y}_{42}(f) & \underline{Y}_{43}(f) & \underline{Y}_{44}(f) \end{bmatrix} \quad (D4_38)$$

Fiecare element al acestei matrice este o funcție de frecvență, relațiile folosite fiind cele obișnuite pentru elemente de tip R , L , C (relațiile (39)÷(47)). Având în vedere că în aplicațiile obișnuite frecvența componentelor armonice nu depășește 1500-2000 Hz, parametrii echivalenți ai elementelor de rețea se pot considera liniari.

$$\underline{Y}_{11}(f) = \frac{1}{R_1} + \frac{1}{j \cdot 2\pi f L_1} + j \cdot 2\pi \cdot f \cdot C_1 + \frac{1}{R_{12} + j \cdot 2\pi f L_{12}}; \quad (D4_39)$$

$$\underline{Y}_{12}(f) = -\frac{1}{R_{12} + j \cdot 2\pi f L_{12}}; \quad \underline{Y}_{21}(f) = \underline{Y}_{12}(f); \quad (D4_40)$$

$$\underline{Y}_{13}(f) = 0; \quad \underline{Y}_{31}(f) = \underline{Y}_{13}(f); \quad \underline{Y}_{14}(f) = 0; \quad \underline{Y}_{41}(f) = \underline{Y}_{14}(f); \quad (D4_41)$$

$$\underline{Y}_{22a}(f) = \frac{1}{R_{2a}} + \frac{1}{j \cdot 2\pi f L_{2a}} + j \cdot 2\pi \cdot f \cdot C_{2a} + \frac{1}{R_{12} + j \cdot 2\pi f L_{12}} + \frac{1}{R_{23} + j \cdot 2\pi f L_{23}} + \frac{1}{R_{24} + j \cdot 2\pi f L_{24}}; \quad (D4_42)$$

$$\underline{Y}_{23}(f) = -\frac{1}{R_{23} + j \cdot 2\pi f L_{23}}; \quad \underline{Y}_{32}(f) = \underline{Y}_{23}(f); \quad (D4_43)$$

$$\underline{Y}_{24}(f) = -\frac{1}{R_{24} + j \cdot 2\pi f L_{24}}; \quad \underline{Y}_{42}(f) = \underline{Y}_{24}(f); \quad (D4_44)$$

$$\underline{Y}_{33}(f) = \frac{1}{R_3} + \frac{1}{j \cdot 2\pi f L_3} + j \cdot 2\pi \cdot f \cdot C_3 + \frac{1}{R_{23} + j \cdot 2\pi f L_{23}}; \quad (D4_45)$$

$$\underline{Y}_{44}(f) = \frac{1}{R_4} + \frac{1}{j \cdot 2\pi f L_4} + j \cdot 2\pi \cdot f \cdot C_4 + \frac{1}{R_{24} + j \cdot 2\pi f L_{24}} \quad (D4_46)$$

$$\underline{Y}_{34}(f) = 0; \quad \underline{Y}_{43}(f) = \underline{Y}_{34}(f); \quad (D4_47)$$

Pentru fiecare caz analizat, se determină inversa matricei admitanțelor armonice nodale, o matrice ale cărei elemente au semnificația de impedanțe. De exemplu, pentru cazul a :

$$\underline{Z}_a(f) = \underline{Y}_a(f)^{-1} \quad (D4_48)$$

Elementele diagonale ale inversei matricei admitanțelor nodale sunt tocmai impedanțele văzute în nodul respectiv al rețelei. În aplicația de față, acestea sunt funcții de frecvență: $\underline{Z}_{a11}(f)$; $\underline{Z}_{a22}(f)$; $\underline{Z}_{a33}(f)$; $\underline{Z}_{a44}(f)$. Nu este nevoie de relațiile analitice ale acestora, ci de valorile numerice ale lor.

În figurile D4_20÷23 sunt reprezentate grafic valorile impedanțelor armonice văzute în nodurile 1, 2, 3 respectiv 4, fiecare dintre acestea pentru cazurile a , b , c și d ale valorilor puterilor active și reactive ale sarcinii respectiv ale puterii reactive de compensare.

Se găsesc apoi cu ușurință maximele (polii), corespunzătoare rezonanțelor paralel, respectiv minimele (zerourile) corespunzătoare rezonanțelor serie, alternând în sensul crescător al frecvenței.

Pentru studiul de caz considerat, valorile frecvențelor pentru rezonanțele serie și paralel respectiv valorile corespunzătoare ale impedanțelor văzute în cele patru noduri ale rețelei și pentru cele patru cazuri de regim, sunt date în tabelul D4_4.

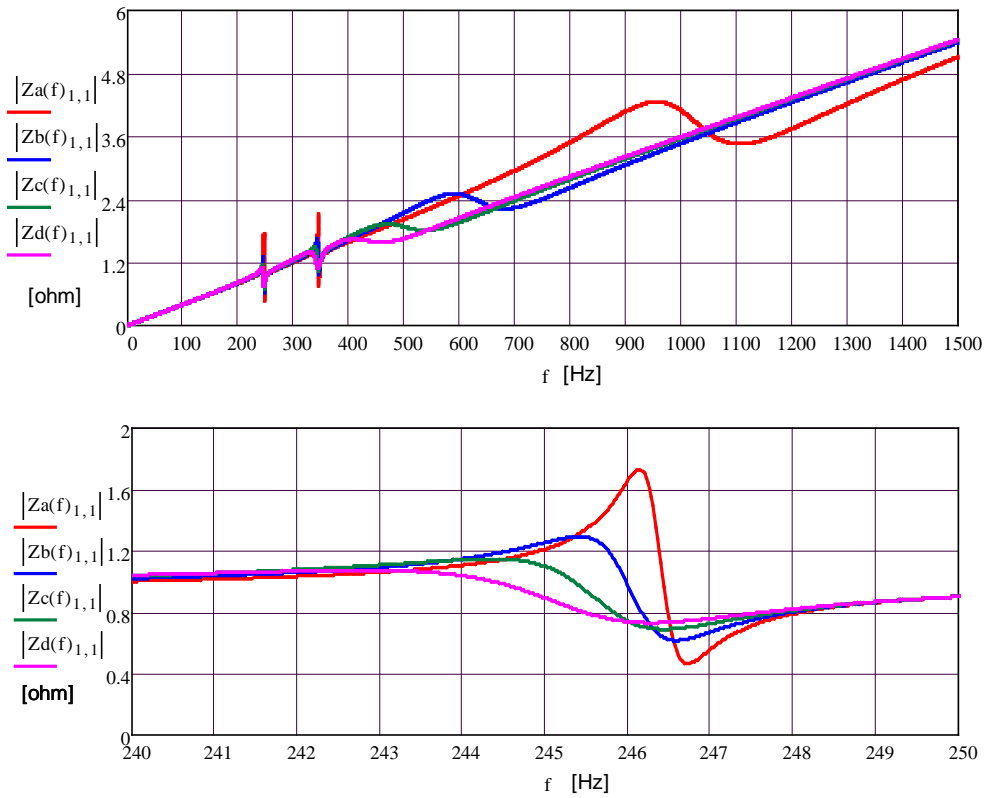


Fig. D4_20. Reprezentarea grafică a impedanței armonice văzute în nodul 1.

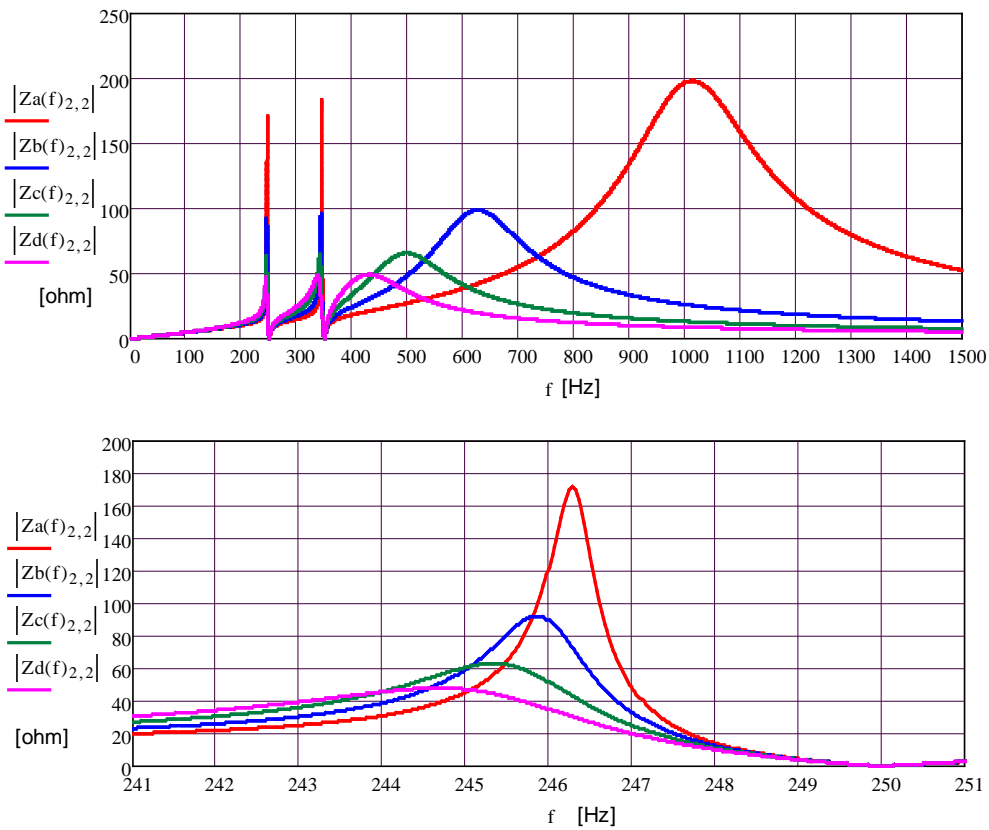


Fig. D4_21. Reprezentarea grafică a impedanței armonice văzute în nodul 2.

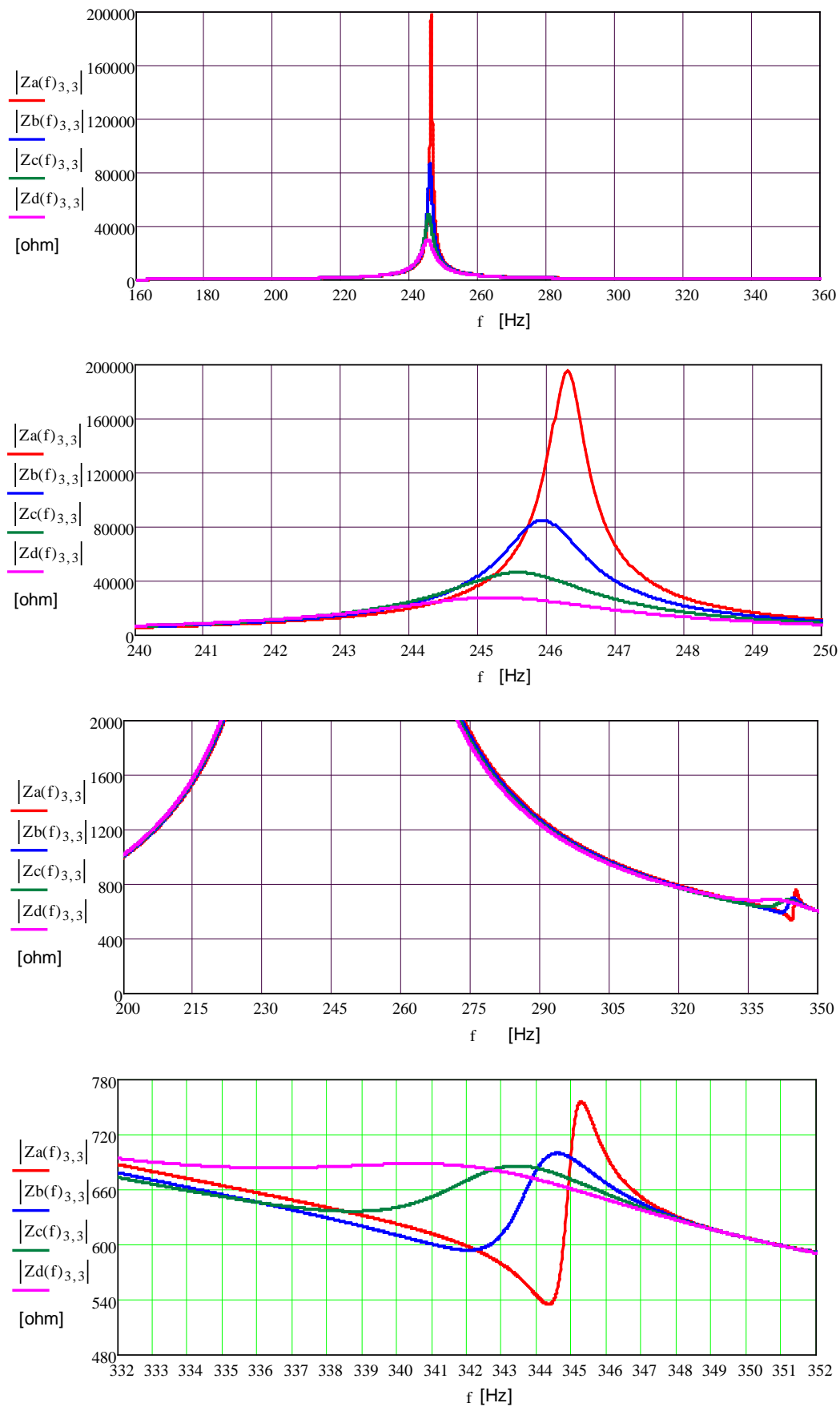


Fig. D4_22. Reprezentarea grafică a impedanței armonice văzute în nodul 3.

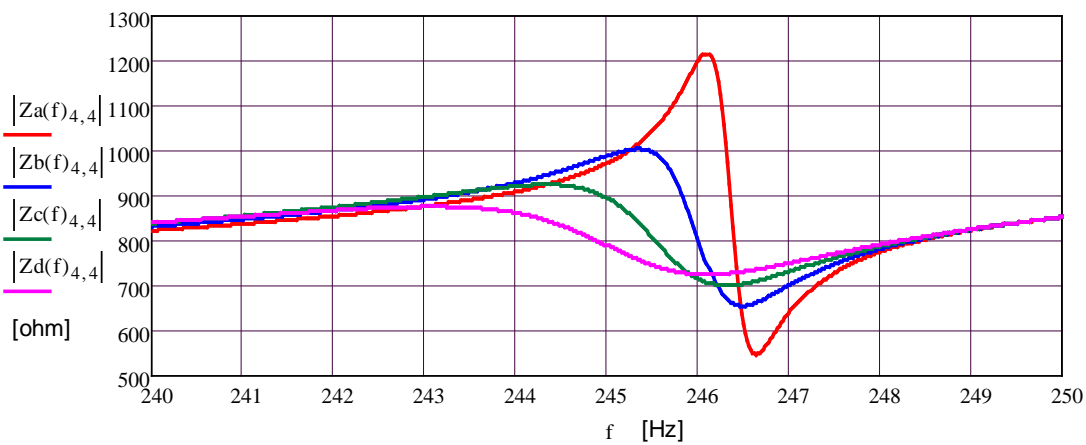
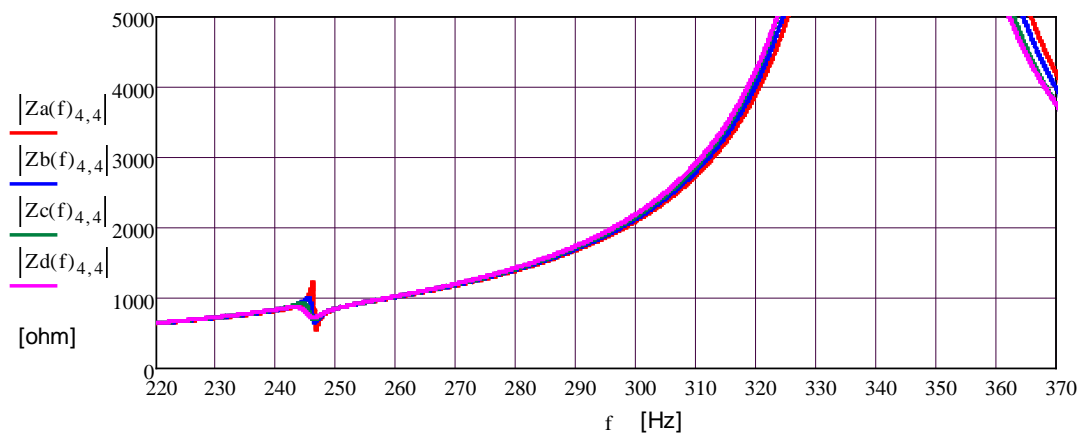
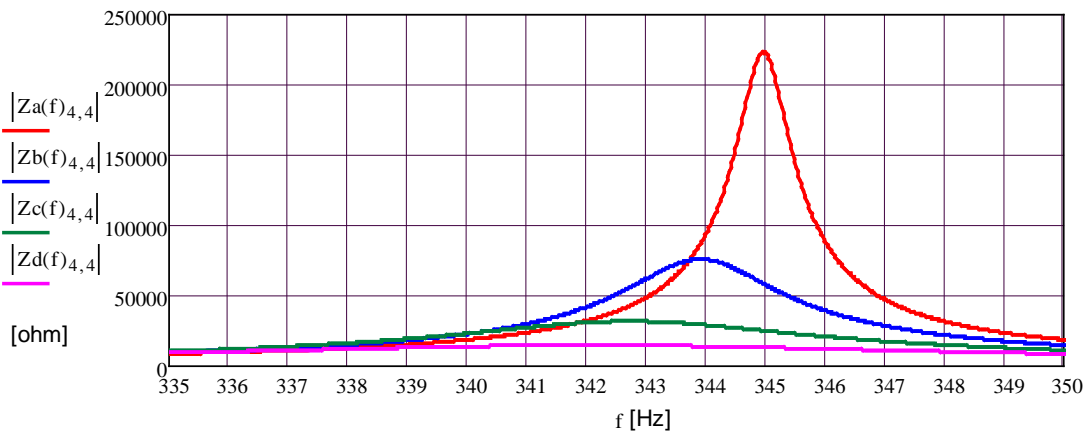
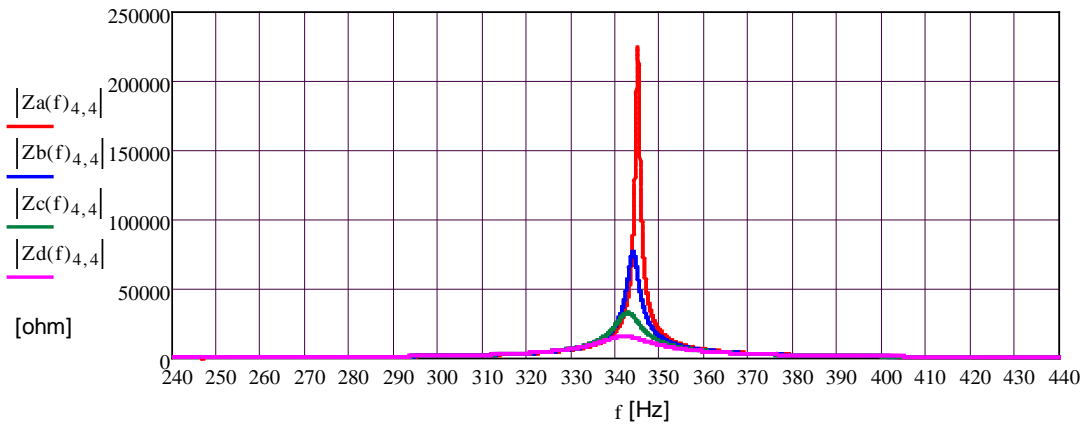


Fig. D4_23. Reprezentarea grafică a impedanței armonice văzute în nodul 4.

Table D4_4. Valorile frecvențelor respectiv ale impedanțelor văzute în nodurile rețelei, corespunzătoare rezonanțelor armonice serie (zerourilor) și paralel (polilor).

Caz	Nod	Mărime	pol	zero	pol	zero	pol	zero
a	1	f [Hz]	246	247	344	346	956	1106
		Z [Ω]	1.667	0.571	1.881	0.868	4.257	3.454
	2	f [Hz]	246	250	345	350	1013	-
		Z [Ω]	122.032	0.01	182.125	0.01	198.208	-
	3	f [Hz]	246	-	345	344	-	-
		Z [Ω]	1.305e5	-	705.257	544.727	-	-
	4	f [Hz]	246	247	345	-	-	-
		Z [Ω]	1.195e3	636.97	2.241e5	-	-	-
b	1	f [Hz]	245	247	342	345	590	682
		Z [Ω]	1.268	0.683	1.648	0.962	2.508	2.226
	2	f [Hz]	246	250	344	350	626	-
		Z [Ω]	89.812	0.01	92.506	0.01	98.83	-
	3	f [Hz]	246	-	345	342	-	-
		Z [Ω]	8.699e4	-	694.321	594.399	-	-
	4	f [Hz]	245	247	344	-	-	-
		Z [Ω]	987.034	698.746	7.727e4	-	-	-
c	1	f [Hz]	244	247	338	344	470	537
		Z [Ω]	1.155	0.739	1.501	1.051	1.932	1.812
	2	f [Hz]	245	250	342	350	498	-
		Z [Ω]	60.858	0.01	64.334	0.01	65.844	-
	3	f [Hz]	246	-	343	339	-	-
		Z [Ω]	4.536e4	-	684.462	636.745	-	-
	4	f [Hz]	244	246	343	-	-	-
		Z [Ω]	919.477	714.199	3.315e4	-	-	-
d	1	f [Hz]	243	246	330	343	408	459
		Z [Ω]	1.085	0.752	1.396	1.092	1.645	1.585
	2	f [Hz]	245	250	338	350	431	-
		Z [Ω]	47.252	0.01	48.986	0.01	49.381	-
	3	f [Hz]	245	-	341	336	-	-
		Z [Ω]	3.001e4	-	688.256	684.004	-	-
	4	f [Hz]	243	246	342	-	-	-
		Z [Ω]	874.125	723.736	1.619e4	-	-	-

Din analiza valorilor obținute se pot extrage ca principale observații, următoarele:

- Valorile impedanței armonice văzute în nodul 1 sunt foarte mici (în domeniul unităților de ohm) și sunt relativ puțin modificate prin instalarea filtrelor și bateriei de condensatoare în nodul 2.
- Pentru studiul amplificării regimului nesinusoidal ca urmare a racordării BC, sunt relevante doar valorile impedanței armonice văzute în nodul 2 al rețelei. Aceste valori sunt în domeniul sutelor de ohm și sunt foarte mult modificate ca urmare a prezenței filtrelor și BC.
- Zerourile care „se văd” în nodul 2 corespund frecvențelor de 250 Hz și 350 Hz, ceea ce arată că filtrele au fost corect dimensionate. Acestea produc și poli, pe frecvențele de antirezonanță, dar acești poli nu sunt periculoși pentru că sunt foarte înguști și în același timp în rețea nu există curenți armonici care să aibă frecvențe apropiate.
- Bateria de condensatoare determină de asemenea poli. Amplitudinea lor este cu atât mai mare cu cât amortizarea produsă de sarcina activă este mai mică. O sarcină activă mare determină o amortizare mare (o reducere mare a valorii impedanței în dreptul poliilor) datorită rezistenței electrice echivalente mici. Acest efect se manifestă și la poliile de antirezonanță. Cu cât sarcina activă este mai mare, cu atât riscul amplificării regimului nesinusoidal este mai mic.
- Valorile frecvențelor corespunzătoare poliilor produși de bateria de condensatoare depind de valoarea puterii reactive de compensare (sau de capacitatea electrică echivalentă). Valori mari ale capacității

determină frecvențe mici corespunzătoare polilor, ceea ce mărește riscul amplificării regimului nesinusoidal deoarece, de obicei, la frecvențe mici se află curenți armonici de nivel mare. Compensarea capacitivă este însă reglată în conformitate cu variația sarcinii, astfel că valori mari ale puterii reactive de compensare se suprapun cu sarcinile reactive și active mari, deci cu amortizări mari.

- În exemplul considerat, sarcina are o variație mare și de aceea filtrele au fost dimensionate astfel încât să producă o compensare capacitivă redusă pe fundamentală (constantă). Variația mare a sarcinii este compensată printr-o variație mare a puterii reactive capacitive a bateriei de condensatoare. Acest lucru se reflectă în apariția unor poli la frecvențe coborâte. Dacă variația sarcinii ar fi redusă, cea mai mare parte a compensării capacitive pe fundamentală poate să revină filtrelor, bateriei de condensatoare revenindu-i o putere reactivă capacitivă mică, eventual reglabilă. Aceasta va conduce la frecvențe ridicate pentru polii pe care îi produce bateria de condensatoare, ceea ce micșorează riscul amplificării regimului nesinusoidal.
- Impedanțele armonice văzute din nodurile 3 și 4 nu sunt relevante. Aici apar niște poli la frecvențe practic egale cu frecvențele de antirezonanță respective și valori foarte mari ale impedanțelor, pentru domenii foarte înguste. Însă cum în aceste noduri este exclusă apariția unor curenți armonici pe frecvențele respective, analiza are doar caracter informativ.

Metoda matricei admitanțelor armonice nodale poate fi considerată o metodă „clasică” de analiză în domeniul frecvență a unei rețele electrice. S-au prezentat aici modul de aplicare a metodei și rezultatele obținute pentru un studiu de caz referitor la o rețea de distribuție poluată armonic, în care sunt instalate circuite de filtrare și compensare capacitivă. Aplicarea metodei permite determinarea frecvențelor de producere a rezonanțelor paralel și serie din rețea prin determinarea frecvențelor corespunzătoare maximelor și minimelor funcțiilor de dependență cu frecvența asociate elementelor diagonale ale inversei matricei admitanțelor armonice nodale, care reprezintă de fapt impedanțele armonice văzute în nodurile respective ale rețelei.

Rezultatele obținute constituie referința pentru aprecierea corectitudinii unei a doua metode de analiză, aplicată în același scop și care este prezentată în partea a doua a acestei secțiuni: metoda variabilelor de stare a sistemului automat asociat rețelei de distribuție.

D4.5.2 Metoda matricei variabilelor de stare

În această a doua parte a lucrării aceeași problemă a determinării frecvențelor de rezonanță într-o rețea electrică se rezolvă printr-o metodă ce poate fi considerată una modernă, pentru că face apel la tehnici specifice sistemelor automate.

Este cunoscut faptul că analiza comportării sistemelor automate se poate face prin intermediul unor caracteristici intrare-ieșire. O modalitate mai eficientă de analiză a comportării acestor sisteme constă în descrierea lor în spațiul abstract al variabilelor de stare [D4_82-85]. Variabilele de stare (sau mărimile de stare) reprezintă un grup de mărimi care definesc complet starea sistemului la un anumit moment. Pentru un anumit sistem ele nu sunt unice, dar trebuie stabilite atent, astfel încât să permită ca, plecând de la o anumită stare (inițială) cunoscută, să se determine starea viitoare a sistemului. Aplicarea acestei metode în domeniul rețelelor electrice face posibilă analiza în domeniul frecvență a comportării rețelei, oferind valorile frecvențelor de rezonanță armonică paralel și serie ale acesteia, fără cunoașterea valorilor impedanțelor armonice văzute în nodurile rețelei [D4_84].

D4.5.2.1 Construcția matricei variabilelor de stare ale unei rețele electrice

În cadrul modelului matematic al metodei variabilelor de stare, pentru descrierea comportării sistemului se utilizează matricea de stare, matricea de control, matricea de ieșire, respectiv vectorul de stare, vectorul de ieșire și vectorul de control [D4_84].

Dacă sistemul analizat este asociat unei rețele de distribuție cu elemente liniare de circuit, alegerea variabilelor de stare se efectuează avându-se în vedere că frecvențele de rezonanță armonică sunt determinate de valorile capacităților și inductivităților echivalente ale elementelor componente. Rezultă ca firească stabilirea curenților prin inductivitățile echivalente și a tensiunilor la bornele capacităților echivalente, drept *variabile de stare*.

Variabilele de control vor fi curenții armonici injectați în fiecare nod al rețelei iar ca *mărimi de ieșire* sunt considerate tensiunile armonice rezultate în fiecare nod al rețelei [D4_84].

Construcția matricei de stare a sistemului se poate obține prin scrierea ecuațiilor corespunzătoare aplicării teoremelor lui Kirchhoff în rețeaua considerată. Spre exemplu, pentru porțiunea de rețea aferentă

nodurilor oarecare i și j din figura D4_24, se pot scrie relațiile (D4_49÷51), rescrise sub forma din ecuațiile (D4_52÷54) pentru a exprima variabilele de stare. Semnificația notațiilor folosite în figura D4_24 și în relațiile (D4_49÷54) este evidentă.

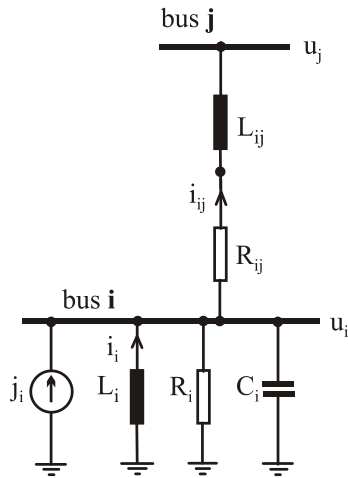


Fig. D4_24 Schema echivalentă a unei zone de rețea cuprinsă între nodurile i și j .

$$u_i = -L_i \frac{di_i}{dt} \quad (\text{D4}_49)$$

$$u_i - u_j = L_{ij} \frac{di_{ij}}{dt} + R_{ij} \cdot i_{ij} \quad (\text{D4}_50)$$

$$i_i + j_i = C_i \frac{du_i}{dt} + \frac{u_i}{R_i} + i_{ij} \quad (\text{D4}_51)$$

sau:

$$\frac{di_i}{dt} = -\frac{1}{L_i} u_i \quad (\text{D4}_52)$$

$$\frac{di_{ij}}{dt} = -\frac{R_{ij}}{L_{ij}} \cdot i_{ij} + \frac{1}{L_{ij}} \cdot u_i - \frac{1}{L_{ij}} \cdot u_j \quad (\text{D4}_53)$$

$$\frac{du_i}{dt} = \frac{1}{C_i} \cdot i_i - \frac{1}{C_i} \cdot i_{ij} - \frac{u_i}{C_i \cdot R_i} + \frac{1}{C_i} \cdot j_i \quad (\text{D4}_54)$$

După scrierea tuturor ecuațiilor de stare, în ordinea prezentată mai sus (curenții armonici prin inductivitățile transversale, curenții armonici prin inductivitățile longitudinale, tensiunile armonice la bornele capacităților), se construiește matricea de stare, a cărei formă generală este următoarea:

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \overbrace{\text{termeni} \pm \frac{R}{L}}^{n_l} & \vdots & \overbrace{\text{termeni} \pm \frac{1}{L}}^m \\ \dots & \dots & \dots \\ \overbrace{\text{termeni} \pm \frac{1}{C}}^{n_l} & \vdots & \overbrace{\text{termeni} \pm \frac{1}{CR}}^m \end{bmatrix} \left. \begin{array}{l} \} n_l \\ \} m \end{array} \right\} \quad (\text{D4}_55)$$

În relația (D4_55) R , L , C sunt componentele echivalente de tip rezistiv, inductiv respectiv capacitiv ale circuitului, n_l – este numărul inductivităților echivalente longitudinale și transversale iar m – numărul de variabile de ieșire (reprezentate de tensiunile armonice în nodurile rețelei).

Matricea \mathbf{A} este o matrice având $n \times n$ elemente, n fiind numărul de variabile de stare (reprezentate de curenții armonici ce circulă prin inductivitățile echivalente longitudinale și transversale și de tensiunile armonice la bornele capacităților).

Se demonstrează matematic că polii rețelei, corespund valorilor proprii ai matricei \mathbf{A} iar zerourile rețelei văzute din nodul p , valorilor proprii ale matricei \mathbf{A}_p , obținute din \mathbf{A} prin suprimarea liniei și coloanei de indice $n_l + p$ [D4_84].

Prin urmare, determinarea frecvențelor de rezonanță serie și paralel, se rezumă la determinarea valorilor proprii ale matricei \mathbf{A} respectiv a celor m matrici \mathbf{A}_p .

Pentru ca metoda să poată fi aplicată corect trebuie ca circuitul echivalent să îndeplinească următoarele condiții [D4_84]:

- legătura între două noduri trebuie să fie inductivă (nu se pot considera capacitățile serie);
- în fiecare nod trebuie să se considere o capacitate paralel (care poate fi și de valoare zero);
- în fiecare nod trebuie considerată o sursă de curent armonic injectat în rețea (care poate fi și de valoare zero).

Numărul total de poli ai rețelei este egal cu numărul de capacități paralel (egal cu numărul de noduri). Nu toate nodurile rețelei prezintă aceeași poli și respectiv zerouri și uneori este posibil ca în unele noduri anumite zerouri să se suprapună cu polii, compensându-se astfel reciproc.

În problemele practice, pentru a evita fenomenul de rezonanță armonică paralel, este de dorit ca polii să nu fie plasați în apropierea frecvențelor armonice produse de sursele poluante. Pentru aceasta se poate interveni asupra parametrilor rețelei, cunoscând sensibilitatea poziției polilor cu valoarea parametrilor echivalenți.

D4.5.2.2 Aplicarea metodei într-un studiu de caz

Exemplul numeric pentru aplicarea metodei matricei de stare se referă la aceeași zonă de rețea ce a fost analizată în prima parte a acestei secțiuni, motiv pentru care aici nu se mai reproduc schema electrică a acesteia și circuitul echivalent. Alegerea aceleiași rețele s-a făcut cu scopul comparării rezultatelor obținute prin aplicarea celor două metode.

Circuitul echivalent al rețelei reale a fost construit astfel încât condițiile impuse configurației acestuia pentru a se putea aplica corect metoda variabilelor de stare să fie îndeplinite. În acest sens punctele de conexiune dintre inductivitățile și capacitățile filtrelor au fost considerate noduri ale rețelei echivalente (numerotate cu 3 și 4), astfel că inductivitățile filtrelor apar în schema echivalentă ca inductivități longitudinale iar capacitățile devin elemente transversale. În fiecare nod al rețelei este conectată o sursă de curent și o capacitate electrică. Sursele de curent conectate în nodurile 1, 3 și 4 sunt fictive dar nu influențează forma matricei de stare. De asemenea capacitatea transversală C_1 este fictivă, dar pentru a nu influența calculele valoarea ei este considerată foarte mică.

Ecuțiile de stare ale sistemului automat asociat rețelei electrice, obținute prin aplicarea teoremelor lui Kirchoff în circuitul echivalent, sunt în număr de 11 (relațiile (D4_56÷66)):

$$\frac{di_1}{dt} = -\frac{u_1}{L_1} \quad (D4_56)$$

$$\frac{di_2}{dt} = -\frac{u_2}{L_2} \quad (D4_57)$$

$$\frac{di_3}{dt} = -\frac{u_3}{L_3} \quad (D4_58)$$

$$\frac{di_4}{dt} = -\frac{u_4}{L_4} \quad (D4_59)$$

$$\frac{di_{12}}{dt} = \frac{u_1}{L_{12}} - \frac{u_2}{L_{12}} - \frac{R_{12}}{L_{12}} i_{12} \quad (D4_60)$$

$$\frac{di_{23}}{dt} = \frac{u_2}{L_{23}} - \frac{u_3}{L_{23}} - \frac{R_{23}}{L_{23}} i_{23} \quad (D4_61)$$

$$\frac{di_{24}}{dt} = \frac{u_2}{L_{24}} - \frac{u_4}{L_{24}} - \frac{R_{24}}{L_{24}} i_{24} \quad (D4_62)$$

$$\frac{du_1}{dt} = \frac{i_1}{C_1} - \frac{i_{12}}{C_1} - \frac{u_1}{C_1 R_1} + \frac{j_1}{C_1} \quad (D4_63)$$

$$\frac{du_2}{dt} = \frac{i_2}{C_2} + \frac{i_{12}}{C_2} - \frac{i_{23}}{C_2} - \frac{i_{24}}{C_2} - \frac{u_2}{C_2 R_2} + \frac{j_2}{C_2} \quad (D4_64)$$

$$\frac{du_3}{dt} = \frac{i_3}{C_3} + \frac{i_{23}}{C_3} - \frac{u_3}{C_3 R_3} + \frac{j_3}{C_3} \quad (D4_66)$$

$$\frac{du_4}{dt} = \frac{i_4}{C_4} + \frac{i_{24}}{C_4} - \frac{u_4}{C_4 R_4} + \frac{j_4}{C_4} \quad (D4_67)$$

Matricea de stare a rețelei este pătrată, având 11x11 elemente (relația (D4_68)):

$$\mathbf{A}_i = \begin{bmatrix}
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{L_1} & 0 & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{L_{2_i}} & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{L_3} & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{L_4} \\
 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{R_{12}}{L_{12}} & 0 & 0 & \frac{1}{L_{12}} & -\frac{1}{L_{12}} & 0 & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{R_{23}}{L_{23}} & 0 & 0 & \frac{1}{L_{23}} & -\frac{1}{L_{23}} & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -\frac{R_{24}}{L_{24}} & 0 & \frac{1}{L_{24}} & 0 & -\frac{1}{L_{24}} \\
 \frac{1}{C_1} & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{C_1} & 0 & 0 & -\frac{1}{C_1 R_1} & 0 & 0 & 0 \\
 0 & \frac{1}{C_{2_i}} & 0 & 0 & \frac{1}{C_{2_i}} & -\frac{1}{C_{2_i}} & -\frac{1}{C_{2_i}} & 0 & -\frac{1}{C_{2_i} R_{2_i}} & 0 & 0 \\
 0 & 0 & \frac{1}{C_3} & 0 & 0 & \frac{1}{C_3} & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{C_3 R_3} & 0 \\
 0 & 0 & 0 & \frac{1}{C_4} & 0 & 0 & \frac{1}{C_4} & 0 & 0 & 0 & -\frac{1}{C_4 R_4}
 \end{bmatrix} \quad (\text{D4}_68)$$

Indicele i al matricei \mathbf{A}_i , folosit la rezolvarea în Mathcad, corespunde cu indicele parametrilor R_{2_i} , L_{2_i} , C_{2_i} și indică varianta de sarcină respectiv de compensare capacitivă (conform cazurilor $a \div d$ definite în partea întâia a secțiunii). Pentru fiecare din cele patru regimuri de sarcină rezultă câte o matrice de stare și patru matrice secundare, corespunzătoare celor patru noduri. Ca exemplu numeric, se dă matricea de stare corespunzătoare regimului din cazul a .

	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
1	0	0	0	0	0	0	0	-1.571·10 ³	0	0	0
2	0	0	0	0	0	0	0	0	-1.257	0	0
3	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
4	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
5	0	0	0	0	-14.851	0	0	147.52	-147.52	0	0
6	0	0	0	0	0	-0.038	0	0	3.77	-3.77	0
7	0	0	0	0	0	0	-0.038	0	3.77	0	-3.77
8	1·10 ¹⁵	0	0	0	-1·10 ¹⁵	0	0	-1·10 ⁻⁵	0	0	0
9	0	2.805·10 ⁵	0	0	2.805·10 ⁵	-2.805·10 ⁵	-2.805·10 ⁵	0	-1.402·10 ³	0	0
10	0	0	6.545·10 ⁵	0	0	6.545·10 ⁵	0	0	0	-6.545·10 ⁻¹⁵	0
11	0	0	0	1.283·10 ⁶	0	0	1.283·10 ⁶	0	0	0	-1.283·10 ⁻¹⁴

Frecvențele pe care apar polii rețelei se obțin prin împărțirea cu $2 \cdot \pi$ a părților imaginare pozitive aparținând perechilor complex conjugate ale valorilor proprii ale matricei \mathbf{A} . Spre exemplu, pentru regimul a , rezultă:

	1
1	-0.638+1.311i·10 ⁹
2	-0.638-1.311i·10 ⁹
3	-703.515+6.326i·10 ³
4	-703.515-6.326i·10 ³
5	-2.84+2.168i·10 ³
6	-2.84-2.168i·10 ³
7	-1.65+1.548i·10 ³
8	-1.65-1.548i·10 ³
9	-0.125
10	-7.287·10 ⁻¹⁴
11	0

$$\frac{\text{Im}(\text{eigenvals}(\mathbf{A}_1))}{2 \cdot \pi} =$$

	1
1	2.086·10 ⁸
2	-2.086·10 ⁸
3	1.007·10 ³
4	-1.007·10 ³
5	344.969
6	-344.969
7	246.298
8	-246.298
9	0
10	0
11	0

$$\text{Pols_frequencies}_1 = \begin{pmatrix} 1006.78 \\ 344.97 \\ 246.3 \end{pmatrix} \text{ Hz}$$

Frecvențele pe care apar zerourile văzute din cele patru noduri ale rețelei se obțin aplicând aceeași procedură pentru valorile proprii ale celor patru matrici A_p , obținute prin eliminarea pe rând din matricea A , a perechilor linie-coloană de indice 8, 9, 10, 11. Spre exemplu, matricea secundară corespunzătoare regimului a și nodului 1 al rețelei este:

$$A_{1_1} = \begin{array}{c|cccccccccc} & 1 & 2 & 3 & 4 & 5 & 6 & 7 & 8 & 9 & 10 \\ \hline 1 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 2 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -1.257 & 0 & 0 \\ 3 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 4 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 5 & 0 & 0 & 0 & 0 & -14.851 & 0 & 0 & -147.52 & 0 & 0 \\ 6 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -0.038 & 0 & 3.77 & -3.77 & 0 \\ 7 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & -0.038 & 3.77 & 0 & -3.77 \\ 8 & 0 & 2.805 \cdot 10^5 & 0 & 0 & 2.805 \cdot 10^5 & -2.805 \cdot 10^5 & -2.805 \cdot 10^5 & -1.402 \cdot 10^3 & 0 & 0 \\ 9 & 0 & 0 & 6.545 \cdot 10^5 & 0 & 0 & 6.545 \cdot 10^5 & 0 & 0 & -6.545 \cdot 10^{-15} & 0 \\ 10 & 0 & 0 & 0 & 1.283 \cdot 10^6 & 0 & 0 & 1.283 \cdot 10^6 & 0 & 0 & -1.283 \cdot 10^{-14} \end{array}$$

Din valorile proprii ale matricelor secundare se obțin frecvențele zerourilor văzute din nodurile 1÷4, în regimul a .

$$\text{eigenvals}(A_{1_1}) = \begin{array}{c|c} & 1 \\ \hline 1 & -704.832+6.599i \cdot 10^3 \\ 2 & -704.832-6.599i \cdot 10^3 \\ 3 & -2.405+2.17i \cdot 10^3 \\ 4 & -2.405-2.17i \cdot 10^3 \\ 5 & -1.406+1.55i \cdot 10^3 \\ 6 & -1.406-1.55i \cdot 10^3 \\ 7 & -0.125 \\ 8 & -1.254 \cdot 10^{-13} \\ 9 & 0 \\ 10 & 0 \end{array}$$

$$\frac{\text{Im}(\text{eigenvals}(A_{1_1}))}{2\pi} = \begin{array}{c|c} & 1 \\ \hline 1 & 1050.32 \\ 2 & -1050.32 \\ 3 & 345.41 \\ 4 & -345.41 \\ 5 & 246.63 \\ 6 & -246.63 \\ 7 & 0 \\ 8 & 0 \\ 9 & 0 \\ 10 & 0 \end{array}$$

$$\text{Zeroes_frequencies}_1 = \begin{pmatrix} 1050.32 & 646.48 & 510.18 & 436.2 \\ 345.41 & 344.52 & 343.5 & 342.68 \\ 246.63 & 246.33 & 246.03 & 245.73 \end{pmatrix}$$

Rezultatele corespunzătoare celor 4 cazuri sunt prezentate în tabelul D4_5.

Table D4_5. Valorile frecvențelor corespunzătoare polilor rețelei respective zerourile acesteia (Hz).

Cazul	pol	zero		pol	zero		pol	zero				
		1	2		1	2		1	2			
a	246.298	nod	1	246.632	344.969	nod	1	345.408	1007	nod	1	1050.32
			2	250			2	350			2	-
			3	-			3	344.806			3	(1006)
			4	246.502			4	-			4	(1005)
b	245.942	nod	1	246.334	343.911	nod	1	344.522	620.302	nod	1	646.483
			2	250			2	350			2	-
			3	-			3	343.68			3	(618.867)
			4	246.181			4	-			4	(616.97)
c	245.577	nod	1	246.026	342.71	nod	1	343.497	490.075	nod	1	510.183
			2	250			2	350			2	-
			3	-			3	342.422			3	(488.147)
			4	245.851			4	-			4	(485.229)
d	245.243	nod	1	245.733	341.976	nod	1	342.678	419.243	nod	1	436.199
			2	250			2	350			2	-
			3	-			3	341.82			3	(416.718)
			4	245.54			4	-			4	(413.446)

Din analiza rezultatelor obținute se pot formula următoarele concluzii:

- Valorile frecvențelor de rezonanță armonică paralel și serie ce pot apărea în rețea, obținute prin metoda matricei de stare sunt foarte apropiate de cele obținute prin metoda clasică (metoda matricei admitanțelor armonice nodale, prezentată în prima parte a secțiunii), pentru toate cele patru variante de sarcină respectiv de compensare capacitivă.
- Pentru analiza riscului amplificării regimului nesinusoidal din cauza producerii unei rezonanțe paralel ca urmare a conectării bateriei de condensatoare instalate pe barele consumatorului, cele mai relevante sunt rezultatele obținute pentru impedanța armonică văzută în nodul 2. Zerourile văzute din nodul 2, unde se face instalarea filtrelor, se obțin la 250 Hz și 350 Hz, ceea ce înseamnă că filtrele au fost corect dimensionate pentru a absorbi armonicile 5 și 7 din curenții injectați în rețea de sursă de poluare. În vecinătatea acestora se află polii corespunzători antirezonanțelor.
- Polii rețelei sunt amplasați la frecvențe nepericuloase din punct de vedere al riscului producerii amplificării regimului deformant din cauza rezonanțelor armonice paralel.
- Rețeaua prezintă și un pol care corespunde capacității fictive C_1 , astfel că, din cauza valorii foarte mici a acesteia, frecvența polului depășește cu mult domeniul de interes.

D4.5.3 Concluzii

Determinarea frecvențelor de rezonanță din rețelele electrice de distribuție de curent alternativ este o operație absolut necesară dacă rețeaua funcționează sub influența unei poluări armonice accentuate, pentru a se putea stabili metode și mijloace de intervenție cu scopul evitării disfuncționalităților și daunelor ce se pot produce ca urmare a apropierii dintre valorile frecvențelor corespunzătoare rezonanțelor paralel și frecvențele curenților armonici, de amplitudine mare, care poluează rețeaua.

În prima parte a secțiunii se prezintă rezultatele obținute pe un studiu de caz efectuat prin aplicarea metodei „clasice” constând în determinarea frecvențelor corespunzătoare maximelor (polilor) și minimelor (zerourilor) funcțiilor de dependență cu frecvența asociate elementelor diagonale ale inversei matricei admitanțelor armonice nodale – impedanțele armonice.

Aceste rezultate se consideră de referință și față de ele se apreciază corectitudinea rezultatelor obținute prin cea de a doua metodă, simplificată, având la bază construcția matricei de stare ce caracterizează sistemul automat asociat rețelei de distribuție poluate armonic. Frecvențele corespunzătoare rezonanțelor paralel, cele mai periculoase, se determină folosind valorile proprii ale matricei variabilelor de stare.

Similitudinea rezultatelor obținute prin aplicarea celor două metode pe aceeași zonă de rețea este foarte bună, ceea ce face ca metoda matricei de stare, prin volumul redus de calcul, să poată fi considerată o metodă eficientă pentru creșterea gradului de observabilitate și controlabilitate al unui sistem automat asociat unei rețele electrice. Ea devine astfel un instrument util în monitorizarea și diagnoza rețelelor de distribuție poluate armonic.

D4.6 Determinarea experimentală a impedanței armonice văzute în nodurile unei rețele electrice de distribuție

• Metoda variației aplicată prin folosirea instrumentației virtuale

În exploatarea sistemelor electroenergetice moderne, una dintre preocupările permanente constă în asigurarea calității energiei electrice furnizate consumatorilor, dar această cerință produce efecte în toate etapele de producere, transport, distribuție și utilizare.

Așa cum am prezentat în secțiunile anterioare, impedanța armonică în nodurile unei rețele electrice poluate armonic este un instrument eficient pentru evaluarea stării acesteia, pentru anticiparea regimurilor defavorabile de funcționare respectiv pentru selecția și dimensionarea mijloacelor de intervenție. Determinarea corectă a impedanței armonice văzute în nodurile unei rețele constituie o operație de bază în rezolvarea problemei complexe a optimizării regimurilor de funcționare.

În această secțiune se prezintă un instrument virtual construit prin utilizarea tehnologiei hardware-software National Instruments, ce a fost conceput pentru determinarea pe baza măsurătorilor directe în rețea, a impedanței armonice văzute într-un nod al unei rețele electrice de distribuție trifazate, folosind o metodă ce combină metoda variației prezentată mai sus cu o tehnică de selecție a datelor măsurate. Metoda variației este aplicată în varianta în care sunt luate în considerare două regimuri de funcționare staționare ale rețelei, corespunzătoare stării anterioare respectiv stării ulterioare comutației unei baterii de condensatoare obișnuite sau a unei trepte a acesteia, instalată în rețea cu funcția de compensare transversală a puterii reactive.

Se prezintă de asemenea o tehnică nouă de aplicare a acestei metode, ce pune în valoare performanțele sistemelor actuale de achiziții și de prelucrare a datelor, ce permit preluarea curbelor de variație în timp ale tensiunii și curentului în cele două regimuri staționare aflate în imediata vecinătate a regimului tranzitoriu aferent comutației, la distanță de doar câteva zeci de milisecunde. În acest interval de timp regimul tranzitoriu poate fi considerat depășit (încheiat) și operația este efectuată suficient de rapid astfel încât de cele mai multe ori să se poată evita alte comutații în rețea și deci modificarea impedanței armonice în timpul măsurătorii. Fiecare operație de măsurare este asociată unei comutații a unei trepte a bateriei de condensatoare dar datele sunt selectate și validate doar dacă nu sunt sesizate alte modificări semnificative ale impedanțelor echivalente din rețea. Sunt prezentate secvențele cele mai importante ale instrumentului virtual și rezultatele unor determinări experimentale efectuate prin aplicarea acestuia într-o rețea de distribuție de joasă tensiune reală.

D4.6.1 Schimbarea stării rețelei prin comutația unei baterii de condensatoare

Rețelele de distribuție moderne, mai ales cele care pot fi încadrate în conceptul de *smart grid*, conțin resurse hardware și software care permit implementarea unor funcții de monitorizare a stării rețelei cu scopul optimizării on-line a regimurilor de funcționare, al efectuării prognozei balanței producție-consum de energie, al diagnozei predictive a elementelor componente, al evaluării riscurilor producerii de contingente etc.

În acest context, în condițiile poluării armonice tot mai accentuate a rețelelor de distribuție, monitorizarea impedanței armonice devine o operație extrem de utilă pentru evaluarea stării rețelei din punct de vedere al regimului nesinusoidal, permițând verificarea și anticiparea nivelului de poluare armonică respectiv a riscului producerii de rezonanțe armonice paralel [D4_86,87].

Conform definiției date în documentul [D4_14], impedanța armonică a rețelei este de fapt variația în funcție de frecvență a componentei de secvență directă a impedanței văzute înspre rețea, dintr-o secțiune a rețelei respective, secțiune considerată de obicei punctul comun de cuplaj (PCC) dintre rețeaua operatorului de distribuție și rețeaua unui utilizator. De multe ori este necesară determinarea impedanței armonice a ansamblului format de rețeaua de distribuție și cea a utilizatorului, caz în care se vorbește despre impedanța armonică văzută într-un nod. Așa cum s-a arătat și în secțiunile anterioare, se poate considera că impedanța armonică văzută într-un nod al rețelei caracterizează *răspunsul în frecvență* al acesteia, pentru nodul respectiv.

Sistemele actuale de achiziții și prelucrări de date au devenit suficient de accesibile astfel încât să permită monitorizarea impedanței armonice în nodurile de interes ale rețelelor, determinarea acesteia făcându-se prin măsurare directă [D4_88]. În literatura de specialitate sunt prezentate mai multe metode de măsurare directă, ce pot fi separate la modul simplificat, în două categorii [D4_89]: cele care folosesc

regimuri tranzitorii [D4_14] și celelalte bazate pe regimuri staționare [D4_90] ale rețelei.

Aparținând celei de a doua categorii, *metoda variației* [D4_89] este cea mai simplă de aplicat în practică. Ea permite calculul impedanței armonice văzute într-un nod al rețelei, pe baza variației tensiunii de fază și variația curentului pe aceeași fază de pe o latură a rețelei, variații determinate între două stări ale rețelei corespunzătoare unor regimuri staționare: prima anterioară, cea de a doua ulterioară unei schimbări de stare a rețelei. Aceasta poate fi produsă prin comutația unei impedanțe cunoscute, conectată transversal în PCC, de exemplu utilizând o baterie de condensatoare pregătită pentru o astfel de operație.

Ideea de la care a plecat construcția instrumentului virtual prezentat în această lucrare este de a utiliza pentru determinarea impedanței armonice comutațiile treptelor unei baterii de condensatoare uzuale, existente în mod obișnuit în rețea, destinată de obicei îmbunătățirii factorului de putere al utilizatorilor sau reglajului tensiunii. Secțiunea de față propune o tehnică nouă de aplicare a metodei variațiilor, cele două stări ale rețelei fiind regimurile staționare din imediata vecinătate a regimului tranzitoriu produs de comutația unei trepte a unei baterii de condensatoare.

D4.6.2 Stabilirea relațiilor de calcul pentru aplicarea metodei variației

Metoda propusă este ușor aplicabilă în condițiile rețelelor de distribuție reale, având în vedere că cea mai mare parte a consumatorilor au instalate baterii de condensatoare, la care reglajul puterii reactive capacitive se face prin comutația unor trepte egale sau inegale, la comanda unui regulator automat.

Tehnica de aplicare a metodei variației pentru determinarea impedanței armonice prezentată în această secțiune, constă în utilizarea tocmai a unui astfel de compensator, profitând de comutațiile treptelor acestuia. În general variația în timp a sarcinii se face în limite largi și cu o frecvență ridicată, ceea ce face ca numărul de comutații ale bateriei de condensatoare și deci a numărului de măsurători să fie suficient de mare astfel încât să permită efectuarea unei monitorizări a impedanței armonice în secțiunea respectivă a rețelei. Aplicarea acestei tehnici poate fi asociată deci fiecărei baterii de condensatoare existente în rețea, dacă este prevăzută cu reglaj prin comutația treptelor și este deosebit de utilă având în vedere că nodurile de conectare a bateriilor de condensatoare sunt de fapt nodurile de interes pentru studiul impedanțelor armonice.

Pentru determinarea relației de calcul al impedanței armonice prin metoda variației, se consideră cazul general al unui astfel de nod (fig. D4_25.).

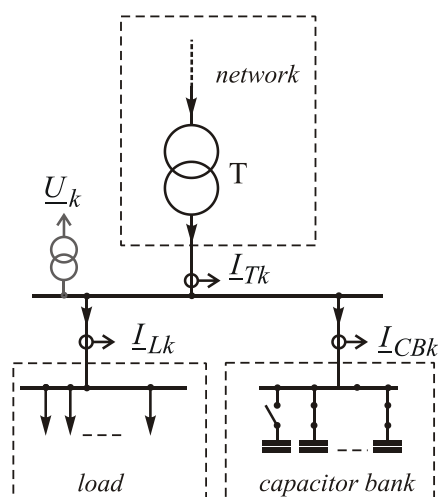


Fig. D4_25. Nod consumator al unei rețele, în care se determină impedanța armonică.

În figura D4_25 indicele k corespunde armonicii de rangul respectiv, din curenții și tensiunile rețelei poluate armonic.

Pentru simplificarea modelului matematic, rețeaua se consideră simetrică și echilibrată, astfel că pentru modelarea sa se va folosi o schemă echivalentă cuadripolară, conținând impedanțe de succesiune pozitivă, schemă asociată fiecărui „plan” armonic (fig. D4_26). În această schemă echivalentă, atât rețeaua cât și sarcina, în circuitele cărora sunt localizate sursele de curenți armonici, sunt reprezentate prin schemele echivalente Norton, conținând surse ideale de curent armonic echivalente, în paralel cu impedanțele armonice echivalente (fig. D4_26). Valorile acestor mărimi nu se cunosc, de altfel nici nu sunt necesare, astfel că se poate folosi o schemă echivalentă simplificată în care sursele de curenți se pot comasa (fig. D4_27).

Dacă \underline{I}_k ar fi cunoscut, impedanța armonică văzută în nodul de conectare a BC, formată prin punerea în paralel a impedanțelor armonice echivalente ale rețelei, sarcinii și BC, ar putea fi determinată simplu, aplicând relația:

$$\underline{Z}_k = \frac{\underline{U}_k}{\underline{I}_k} \quad (\text{D4}_69)$$

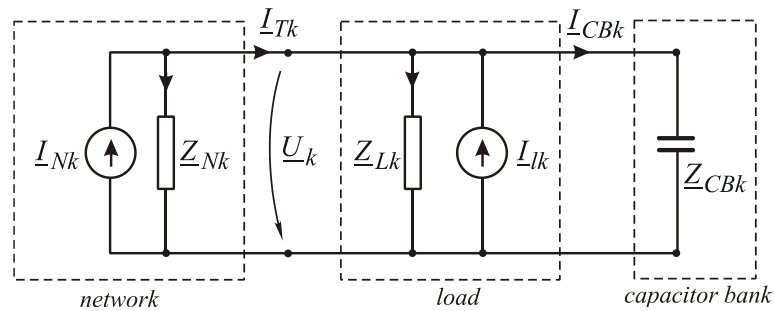


Fig. D4_26. Schema electrică echivalentă corespunzătoare armonicilor de rang k .

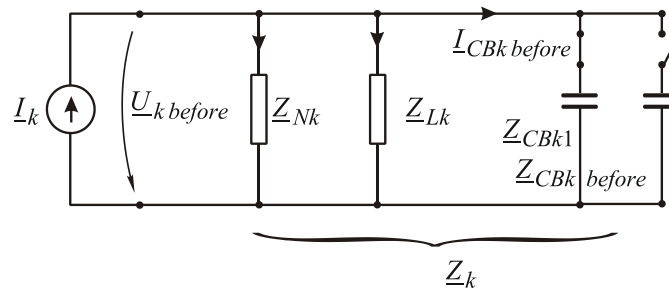


Fig. D4_27. Schema electrică echivalentă redusă a rețelei – regimul staționar anterior comutației.

Metoda variației bazată pe comutația treptelor BC, utilizează doar mărimile electrice ce pot fi determinate cu ușurință: \underline{U}_k - tensiunea armonică pe fază în nodul de interes, respectiv \underline{I}_{CBk} - curentul armonic pe conductorul aceleiași faze a BC. Pentru dezvoltarea relațiilor se consideră notațiile din figurile 3 respectiv 4 corespunzătoare celor două regimuri staționare succesive: cel anterior (fig. D4_27) respectiv cel ulterior comutației (fig. D4_28).

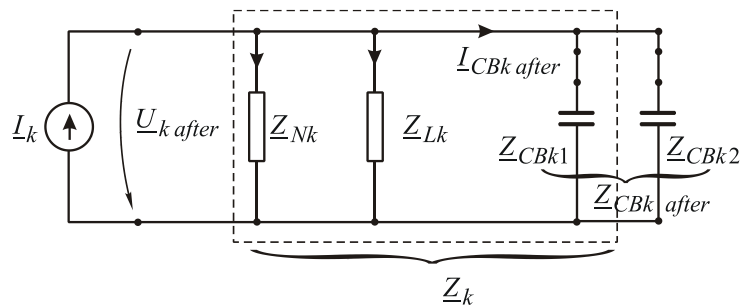


Fig. D4_28. Schema electrică echivalentă redusă a rețelei – regimul staționar ulterior comutației.

Cele două regimuri staționare considerate sunt valabile dacă valorile curenților armonici debitați de sursele din rețea respectiv celelalte elemente din circuitele rețelei de distribuție și ale utilizatorilor nu se schimbă. Schimbarea stării rețelei este urmarea producerii unei singure modificări: comutația treptei BC. Această comutație determină modificarea impedanței echivalente a BC de la $\underline{Z}_{CBk\ before} = \underline{Z}_{CBk1}$ la $\underline{Z}_{CBk\ after} = \underline{Z}_{CBk1} \parallel \underline{Z}_{CBk2}$, unde \underline{Z}_{CBk2} , așa cum se poate deduce din figura D4_28, este impedanța echivalentă pe armonica de rang k , a treptei BC care se comută (se conectează în exemplul considerat). Conectarea treptei BC determină modificarea tensiunii de fază în nodul de interes de la $\underline{U}_{k\ before}$ la $\underline{U}_{k\ after}$.

Egalând expresiile \underline{I}_k scrise pentru cele două scheme echivalente:

$$\underline{I}_k = \frac{\underline{U}_{k\ before}}{\underline{Z}_k} = \frac{\underline{U}_{k\ after}}{\underline{Z}_k \parallel \underline{Z}_{CBk2}}, \tag{D4_70}$$

se obține:
$$\underline{Z}_k = \left(\frac{\underline{U}_{k\ before}}{\underline{U}_{k\ after}} - 1 \right) \cdot \underline{Z}_{CBk2} \tag{D4_71}$$

Cunoașterea lui \underline{Z}_{CBk2} fiind dificilă, se caută o relație în care să intervină curenți ce pot fi măsurați. Pentru aceasta se observă că:

$$\underline{I}_{CBk \text{ after}} = \frac{\underline{U}_k \text{ after}}{\underline{Z}_{CBk1}} + \frac{\underline{U}_k \text{ after}}{\underline{Z}_{CBk2}} \quad (\text{D4}_72)$$

Impedanța BC înainte de comutație poate fi scrisă sub forma:

$$\underline{Z}_{CBk1} = \frac{\underline{U}_k \text{ before}}{\underline{I}_{CBk \text{ before}}} \quad (\text{D4}_73)$$

astfel că din relația (D4_72) se poate deduce relația pentru impedanța treptei conectate:

$$\underline{Z}_{CBk2} = \frac{\underline{U}_k \text{ after}}{\underline{I}_{CBk \text{ after}} - \underline{I}_{CBk \text{ before}} \cdot \frac{\underline{U}_k \text{ after}}{\underline{U}_k \text{ before}}} \quad (\text{D4}_74)$$

Înlocuind acum expresia (74) în (71), se obține:

$$\underline{Z}_k = \frac{\underline{U}_k \text{ before} - \underline{U}_k \text{ after}}{\underline{I}_{CBk \text{ after}} - \underline{I}_{CBk \text{ before}} \cdot \frac{\underline{U}_k \text{ after}}{\underline{U}_k \text{ before}}} \quad (\text{D4}_75)$$

Relația (D4_75) permite calculul impedanței armonice văzute în nodul în care este instalată BC, cu ajutorul componentelor armonice ale tensiunii de fază respectiv a curentului pe faza BC, determinate în cele două stări: anterioară respectiv ulterioară comutației (conectării treptei).

În cazul particular al conectării unei trepte unice a BC, $\underline{I}_{CBk \text{ before}} = 0$, deci:

$$\underline{Z}_k = \frac{\underline{U}_k \text{ before} - \underline{U}_k \text{ after}}{\underline{I}_{CBk \text{ after}}} \quad (\text{D4}_76)$$

În cazul în care comutația treptei BC este o deconectare, se poate demonstra valabilitatea unei relații similare cu relația (D4_75):

$$\underline{Z}_k = \frac{\underline{U}_k \text{ before} - \underline{U}_k \text{ after}}{\underline{I}_{CBk \text{ before}} \cdot \frac{\underline{U}_k \text{ after}}{\underline{U}_k \text{ before}} - \underline{I}_{CBk \text{ after}}}, \quad (\text{D4}_77)$$

iar în cazul particular al deconectării unei trepte unice a BC, $\underline{I}_{CBk \text{ after}} = 0$, relația devine:

$$\underline{Z}_k = \frac{\underline{U}_k \text{ before} - \underline{U}_k \text{ after}}{\underline{I}_{CBk \text{ before}} \cdot \frac{\underline{U}_k \text{ after}}{\underline{U}_k \text{ before}}} \quad (\text{D4}_78)$$

Corectitudinea determinării impedanței armonice prin aplicarea relațiilor deduse mai sus, este dată de corectitudinea aplicării procedurii de determinare a componentelor armonice ale curenților și tensiunilor ce intervin. În acest sens, atât regimul staționar anterior cât și cel staționar ulterior comutației trebuie corect alese. Ele trebuie să fie suficient de îndepărtate astfel încât să se evite suprapunerea, chiar parțială, peste regimul tranzitoriu și în același timp cât mai apropiate pentru a micșora cât mai mult probabilitatea producerii altei comutații în rețea pe perioada achiziției undelor de tensiune și curent corespunzătoare celor două stări ale rețelei. Ambele condiții pot fi satisfăcute prin utilizarea sistemelor moderne de achiziție și prelucrare a datelor.

D4.6.2 Instrument virtual pentru determinarea directă a impedanței armonice

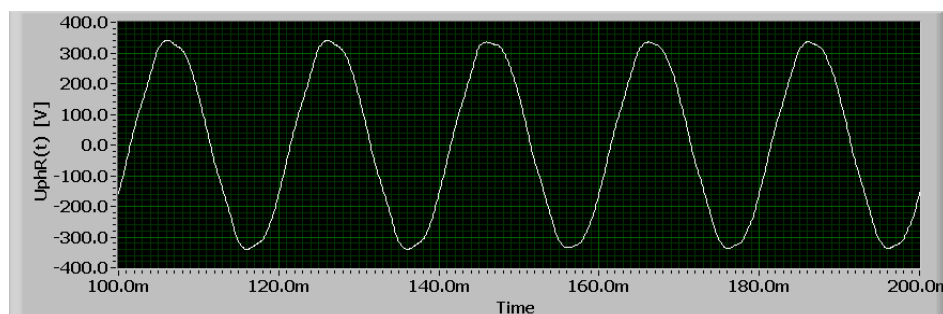
Metoda variației aplicată prin comutația unei laturi de circuit transversale oarecare, în particular a unei trepte a BC, permite o determinare corectă a valorii impedanței armonice anterioare comutației, dacă în intervalul de timp dintre cele două stări în care se determină variația tensiunii de fază respectiv a curentului pe fază, în rețea nu se produc alte comutații sau variații ale sarcinii. Efectele cele mai pronunțate asupra valorii impedanței armonice le au variațiile impedanțelor echivalente ale sarcinii, de aceea fiecare măsurătoare poate fi validată doar dacă între cele două stări sarcina nu se modifică. Acest lucru este posibil dacă se are în vedere că între două stări foarte apropiate în timp de starea de regim tranzitoriu corespunzător execuției comutației, cea anterioară respectiv cea ulterioară acesteia, există un interval de timp de câteva fracțiuni de secundă, în care sarcina poate să rămână constantă (sau să se modifice într-o măsură neglijabilă). Pentru determinarea componentelor armonice ale tensiunii de fază și curentului pe fază în cele două regimuri staționare, este suficientă achiziția câtorva perioade ale curbelor de variație în timp ale mărimilor respective.

De asemenea, pentru a asigura aplicarea corectă a relației (D4_75), înainte de efectuarea operațiilor matematice cu mărimile complexe, este necesară transformarea fazorilor asociați componentelor armonice ale tensiunilor și curenților, constând în raportarea acestora la o referință comună. *Această referință comună va fi considerată armonică fundamentală a tensiunii.* Prin urmare, atât pentru regimul staționar anterior cât pentru cel ulterior comutației, după aplicarea transformatei Fourier (FFT sau DFT) și determinarea valorii efective și a fazei componentelor armonice ale tensiunii și curentului, se aduce mai întâi fazorul fundamentalei tensiunii în axa reală, prin rotația cu un unghi egal cu valoarea cu semn schimbat a unghiului corespunzător fazei inițiale a acesteia și apoi toate celelalte componente armonice ale tensiunii respectiv curentului se raportează la acea referință, prin rotația în planul complex asociat, cu același unghi.

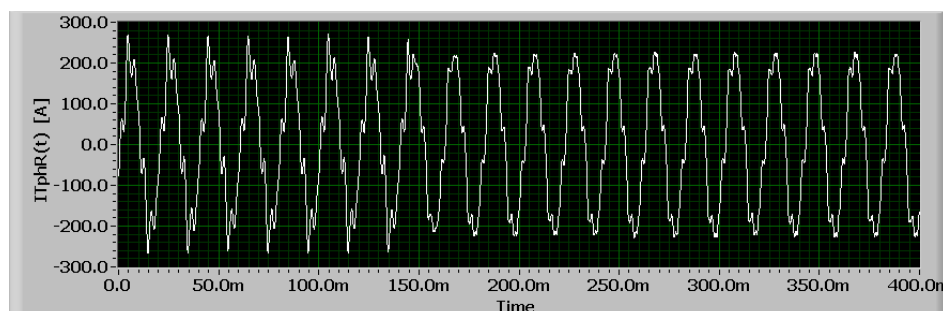
Așa cum se poate constata, achiziția datelor este selectivă, fiind validate dacă pe timpul măsurătorii sarcina nu se modifică. Apoi, înainte de a fi folosite în relațiile de calcul, datele sunt supuse unei prelucrări cu scopul efectuării de operații cu mărimi complexe având referință unică.

Tehnica de măsurare propusă și algoritmi necesari pentru aplicarea acesteia, descrise mai sus, au fost implementate într-un instrument virtual construit cu tehnologie National Instruments. Construcția principalelor secvențe ale acestui instrument virtual se descrie în cele ce urmează, în paralel cu discuția rezultatelor obținute la una dintre măsurătorile efectuate într-o rețea reală.

Curbele de variație în timp a mărimilor electrice achiziționate sunt prezentate în figura D4_29.



a) $U(t)$



b1) $I_T(t)$

Fig. D4_29. Undele mărimilor electrice preluate din zona de rețea în care se determină impedanța armonică:

a) - $U(t)$; b1) - $I_T(t)$;

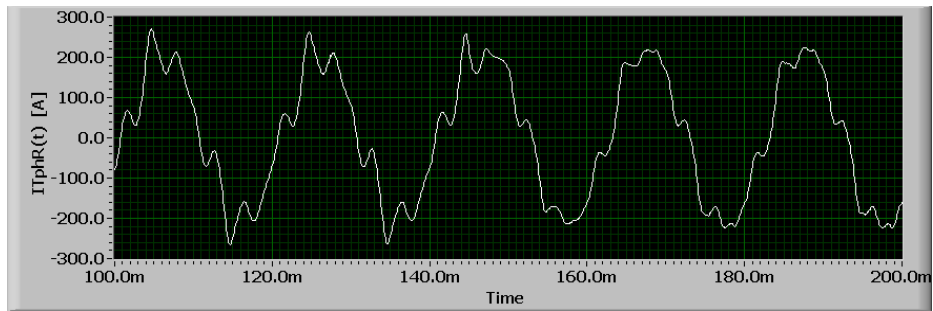
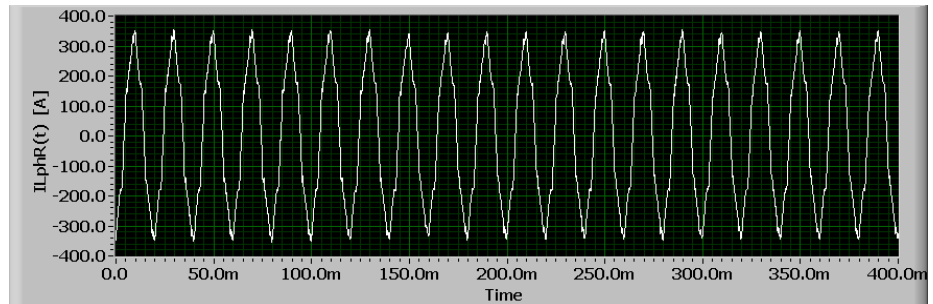
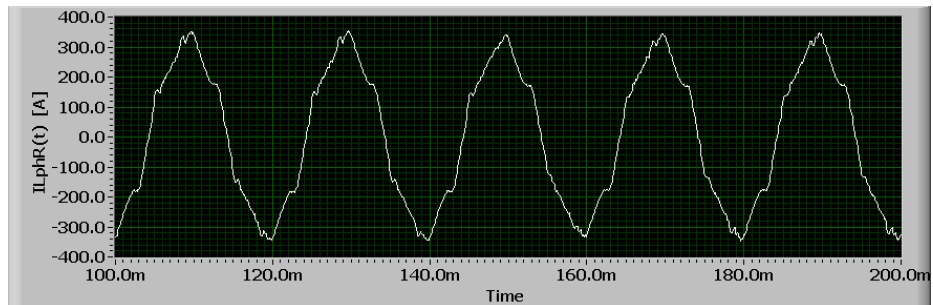
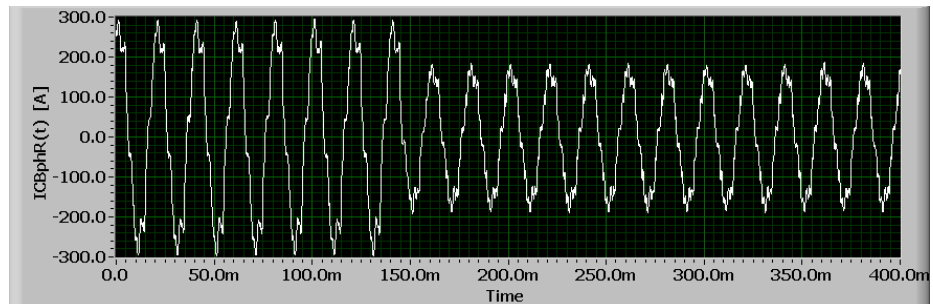
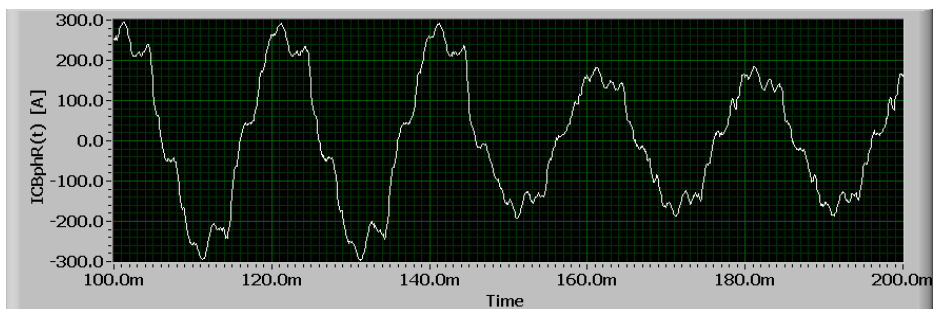
b2) $I_T(t)$ c1) $I_L(t)$ c2) $I_L(t)$ d1) $I_{CB}(t)$ d2) $I_{CB}(t)$

Fig. D4_29 (continuare). Undele mărimilor electrice preluate din zona de rețea în care se determină impedanța armonică:

a) - $U(t)$; b1), b2) - $I_T(t)$; c1), c2) - $I_L(t)$; d1), d2) - $I_{CB}(t)$.

Momentul deconectării treptei bateriei de condensatoare este cel mai vizibil în curba de variație în timp a curentului prin bateria de condensatoare - figura D4_29.d2) (corespunzător unei puteri reactive capacitive de aprox. 55 kvar). Regimul anterior comutației, fiind caracterizat de o ușoară supracompensare capacitivă, după comutație se produce o micșorare a puterii reactive tranzitate prin transformator și deci o micșorare a valorii efective a curentului din secundarul acestuia (fig. D4_29.b). După comutație valoarea efectivă a tensiunii pe bara de joasă tensiune crește ușor. Regimul tranzitoriu corespunzător comutației se regăsește foarte puțin în curba tensiunii și mai pronunțat în curba curentului de sarcină.

Se constată că valoarea efectivă și caracterul curentului de sarcină în regimurile staționare anterior respectiv ulterior comutației, rămân practic neschimbate, ceea ce înseamnă că modificarea regimului de funcționare a sarcinii s-a făcut cu puțin timp în urmă, timpul scurs până la producerea comutației BC fiind întârzierea normală a intervenției regulatorului. Măsurătoarea este deci una ce poate fi considerată validă.

Pentru analiza armonică a segmentelor de curbe $u_{before}(t)$, $u_{after}(t)$, $i_{CB\ before}(t)$, $i_{CB\ after}(t)$, necesară calculului impedanței armonice, se utilizează două instrumente virtuale disponibile în biblioteca LabView: *Harmonic Analyze* respectiv *Extract Single Tone Information* (fig. D4_30). Acestea permit determinarea amplitudinii (valorii efective) și fazei inițiale ale componentelor armonice asociate celor patru segmente de undă, prin aplicarea clasicei FFT. În figura D4_30 este prezentată ca exemplu secvența de program aplicată curbei $i_{CB\ before}(t)$, în care defazajele inițiale ale componentelor armonice ale curentului $I_{CB\ before}$ sunt aduse mai întâi în interiorul domeniului (-180 deg ÷ +180 deg), conform convenției unanim acceptate.

Se efectuează apoi operația de raportare a tuturor componentelor la referința unică, considerată așa cum am justificat mai sus, ca fiind componenta fundamentală a tensiunii din regimul staționar anterior respectiv a celui ulterior comutației (fig. D4_31). Nivelurile componentelor armonice și THD ale celor patru segmente de undă sunt prezentate în figura D4_32.

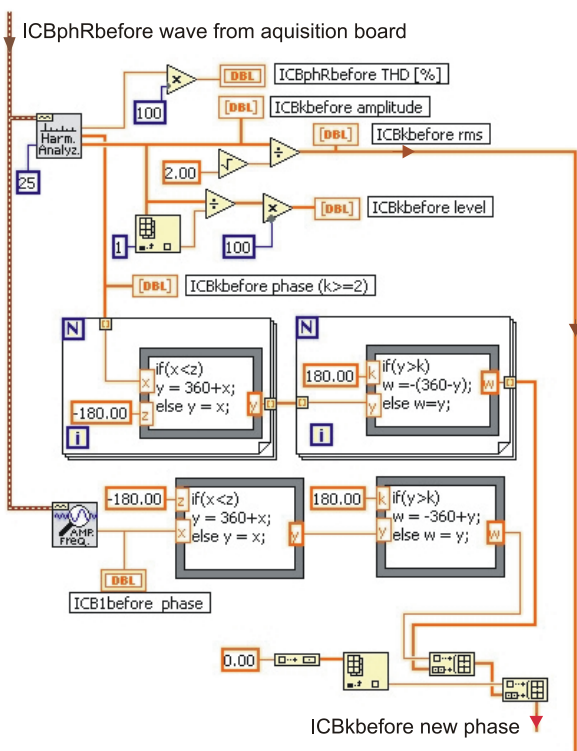


Fig. D4_30. Secvența de program pentru corecția defazajelor inițiale ale fazorilor asociați componentelor armonice.

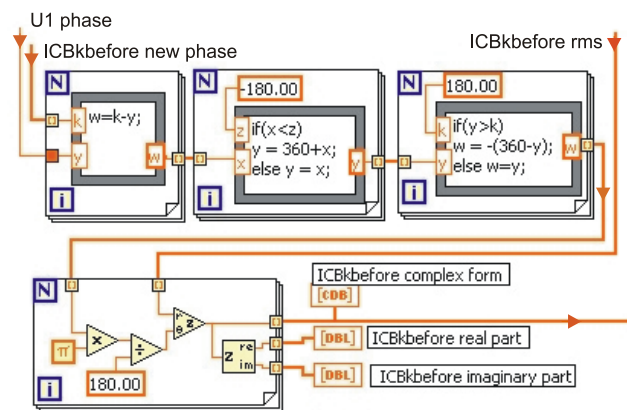


Fig. D4_31. Secvența de operații destinate raportării componentelor armonice la fundamentala tensiunii.

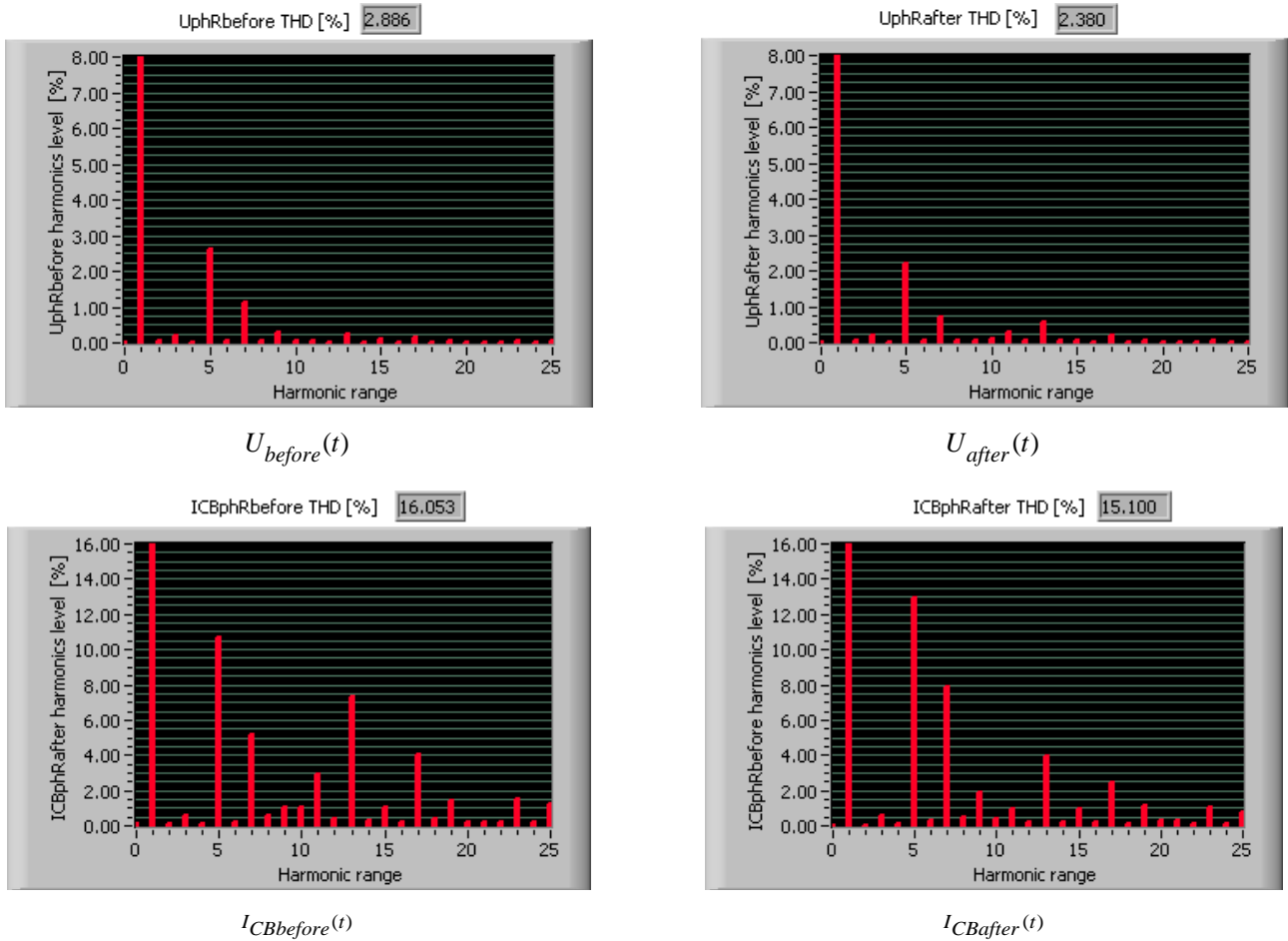


Fig. D4_32. Nivelurile procentuale ale componentelor armonice respectiv THD corespunzătoare celor patru segmente de curbe.

La sfârșitul acestor secvențe de calcul se obțin componentele armonice, exprimate în formă complexă, ce se utilizează la calculul Z_k cu relația (D4_77). Secvența corespunzătoare din componența instrumentului virtual este prezentată în figura D4_33.

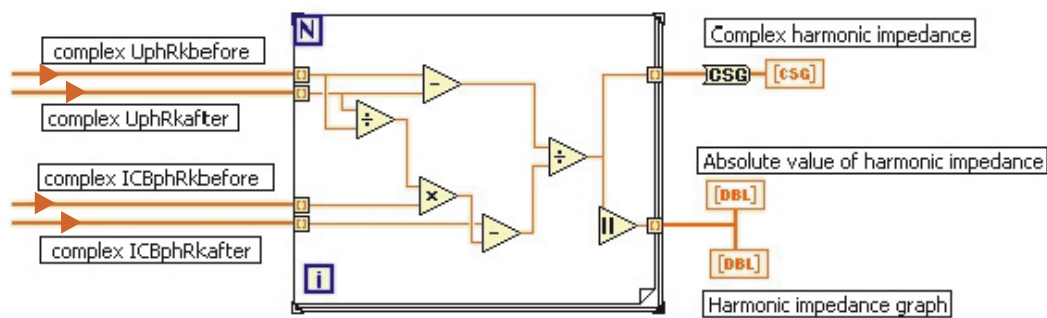


Fig. D4_33. Secvența corespunzătoare calculului impedanței armonice prin metoda variației, aplicată pentru comutația unei BC.

Reprezentarea grafică a valorilor absolute ale impedanței armonice a rețelei văzute în nodul de racordare a BC, înainte de comutația acesteia, se poate vedea în figura D4_34.

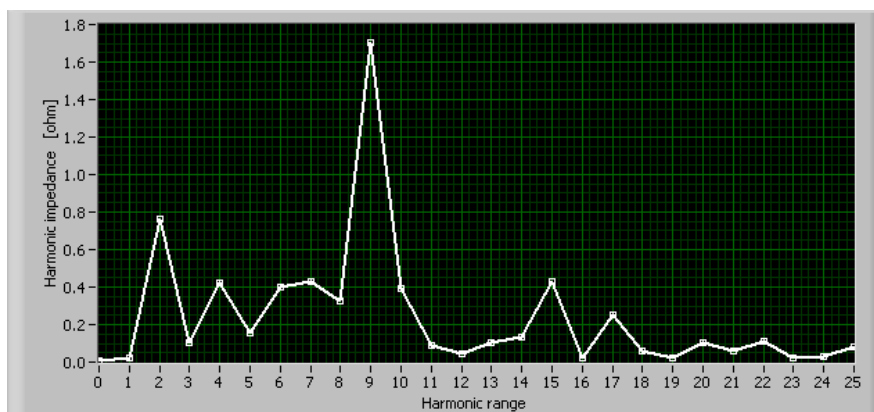


Fig. D4_34. Reprezentarea grafică a valorilor absolute ale impedanței armonice.

Analizând rezultatele obținute se constată valori relativ mari ale impedanței armonice pentru frecvențe apropiate de cea corespunzătoare armonicii de rang 9. Privind acum nivelul armoniilor de curent ce circulă în rețea (fig. D4_32) se constată un nivel relativ scăzut al curenților armonici de rang 9, ceea ce conduce la căderi de tensiune armonice foarte reduse pentru armonica de rang 9. Amplificarea regimului deformant ca urmare a rezonanței paralele produsă pe frecvența armonicii a 9-a în cazul studiat este neglijabilă. Există însă un risc ridicat de amplificare majoră în situația apariției unui curent armonic de rang 9 de valoare foarte mare, ce poate determina creșterea semnificativă a distorsiunii totale armonice a tensiunii pe bara de joasă tensiune.

Referitor la precizia rezultatelor obținute prin metoda prezentată în această secțiune și implementată în instrumentul virtual, trebuie precizate următoarele aspecte:

- Instrumentul virtual se poate adapta cu ușurință ca echipament de monitorizare a impedanței armonice într-un nod al rețelei, ce furnizează un număr foarte mare de valori, corespunzător numărului de comutații ale treptelor BC. Valorile obținute includ informații referitoare la regimurile de funcționare ale rețelei (în amonte) respectiv ale sarcinii (în aval). Însă o imagine integrată despre acestea nu poate fi obținută decât după efectuarea unei prelucrări statistice a volumului mare de date;
- Comutațiile treptelor BC nu întotdeauna produc variații importante în undele tensiunilor și curenților, astfel încât în aceste situații rezultă valori cu niveluri ridicate de erori, motiv pentru care variațiile mici ale tensiunii și curentului nu se iau în considerare;
- Eliminarea variațiilor mici ale mărimilor de intrare se impune o dată în plus din cauza preciziei echipamentelor de achiziții de date (ce conțin traductoare, circuite de adaptare semnal), precizie care scade odată cu scăderea amplitudinii semnalelor analogice.

D4.6.3 Concluzii

Cunoașterea impedanței armonice a rețelelor poluate armonic devine o operație tot mai importantă dacă se are în vedere că rețelele de distribuție ale viitorului, vor avea regimuri de funcționare tot mai îndepărtate de regimul staționar sinusoidal. Componentele hardware și software ale acestor rețele vor permite însă, printre numeroase alte funcții, monitorizarea impedanței armonice a rețelei în diverse puncte ale acesteia și deci ținerea sub control a nivelului de poluare armonică respectiv a amplificării acesteia ca urmare a rezonanțelor paralele determinate de prezența bateriilor de condensatoare utilizate la compensarea capacitivă transversală.

Secțiunea de față prezintă o parte din rezultatele activităților de cercetare ale echipei conduse de autor, în ceea ce privește determinarea prin măsurători în rețele reale, a impedanței armonice a rețelelor. Mai precis este vorba despre o metodă obținută printr-o combinația a metodei variației și a unei tehnici de selecție a datelor ce folosește comutația bateriilor de condensatoare, controlate de reglatoare automate.

Metoda este apoi implementată într-un instrument de măsurare virtual, construit cu tehnologie National Instruments, care se dovedește a fi simplu de aplicat, suficient de precis și foarte eficient.

D4.7 Determinarea analitică și numerică a impedanței armonice văzute în secțiunile unei linii electrice trifazate

- **Metoda impedanțelor de intrare ale cuadripolilor echivalenți**

D4.7.1 Descrierea problemei

Creșterea poluării armonice în rețelele electrice de distribuție, cauzate în principal de creșterea numărului și ponderii sarcinilor neliniare, prezența și dezvoltarea marilor consumatori industriali poluatori alimentați prin rețele de înaltă tensiune, dar și amplificarea construcției de centrale fotoelectrice sau eoliene de mare capacitate ce sunt racordate la sistemele electroenergetice prin convertoare statice, au făcut ca studiului regimului nesinusoidal al rețelelor de transport să i se acorde o importanță tot mai mare în ultimii ani.

Ca și în cazul rețelelor de distribuție, studiul teoretic și experimental al răspunsului în frecvență al unei rețele electrice de transport s-a dovedit necesar atât pentru analiza regimurilor nesinusoidale staționare [D4_91,92] cât și a celor tranzitorii [D4_93,94]. Necesitatea efectuării acestei operații apare cu scopul identificării valorilor frecvențelor de rezonanță serie și paralel și apoi a stabilirii de metode și mijloace necesare atenuării sau evitării efectelor negative ale acestora. Așa cum s-a arătat în secțiunile anterioare, instrumentul cel mai frecvent folosit pentru această analiză este impedanța văzută în secțiunea de interes a rețelei, care este o funcție de frecvență – *impedanța armonică*.

Dar o sursă de curenți armonici care nu poate fi neglijată, mai ales în regimurile de mers în gol sau de sarcină foarte redusă ale liniilor electrice aeriene de transport, o constituie producerea fenomenului corona. Acesta se manifestă prin descărcări parțiale produse la suprafața conductoarelor active și a izolatoarelor, ce pot fi modelate prin surse distribuite de curenți armonici [D4_94-96].

Este cunoscut faptul că rețelele de transport au în componență linii electrice aeriene de înaltă și foarte înaltă tensiune, de lungimi mari, caracterizate de formarea unor capacități electrice echivalente, între conductoarele de pe faze diferite și între conductoarele de fază și pământ respectiv conductoarele de protecție, uniform distribuite de-a lungul liniei. Acestea formează capacități echivalente totale de valori mari care, conectate în paralel cu inductivitățile echivalente ale rețelei, pot forma circuite rezonante paralel, ale căror frecvențe de rezonanță poate fi apropiate sau să coincidă cu frecvențele curenților armonici ce circulă în rețea, determinând astfel amplificarea regimului deformant, atât în curenți cât și în tensiuni. Efectele negative ale amplificării distorsiunii curbei de tensiune se manifestă în principal sub forma suprasolicitării izolației, afectând deci siguranța funcționării sistemului electroenergetic.

În acest context a apărut problema studiului impedanței armonice văzute de-a lungul unei linii electrice aeriene care permite identificarea în secțiunile respective a frecvențelor la care riscul producerii de rezonanțe armonice paralel este cel mai ridicat.

Problema este asemănătoare celei determinate de locomotivele electrice cu invertoare de mare putere, care sunt surse de curenți armonici de valori foarte mari în rețelele lor de alimentare, unde, din cauza rezonanțelor armonice paralel, se constată o amplificare pronunțată a curenților și tensiunilor armonice. În referințele [D4_93, D4_97], [D4_98-100] sarcina neliniară (locomotiva) este modelată ca o sursă de curenți armonici, care deplasându-se de-a lungul liniei electrice de contact, debitează curenți armonici pe impedanța armonică văzută în punctul de contact, a cărei valoare se schimbă în funcție de poziția locomotivei (sursei) de-a lungul liniei.

Articolul prezintă relațiile generale de calcul pentru impedanța armonică văzută de-a lungul unei linii electrice trifazate. Aceasta este modelată printr-un lanț de doi cuadripoli pasivi simetrici, corespunzători segmentelor aflate de o parte și de alta a secțiunii de interes. Matricele de lanț ai celor doi cuadripoli sunt scrise prin considerarea liniei cu parametri uniform distribuiți și pe baza lor se obțin relațiile pentru impedanțele de intrare ale celor doi cuadripoli, alimentați în secțiunea comună. Impedanța echivalentă văzută în secțiunea respectivă a liniei, obținută prin punerea în paralel a celor două impedanțe amintite mai sus, este dependentă atât de poziția de-a lungul liniei cât și de frecvență.

Relațiile obținute se aplică în două studii de caz, constând în analiza numerică efectuată pentru două tipuri de linii electrice aeriene, având tensiunile nominale de 220 kV respectiv 400 kV. Rezultatele obținute permit identificarea zonelor de pe linie respectiv a frecvențelor la care riscul apariției de rezonanțe paralel este maxim.

D4.7.2 Construirea modelului matematic

În continuare se prezintă relațiile de calcul și rezultatele studiului numeric al impedanței armonice văzute de-a lungul unei linii electrice de înaltă tensiune, aflate într-un caz particular în care transferă energie între o sursă echivalentă (sistemul electroenergetic aflat în amonte) și o sarcină echivalentă (rețeaua de distribuție din aval). În figura D4_35 se prezintă schema electrică monofilară simplificată și respectiv schema electrică cuadripolară echivalentă.

Presupunând că elementele de sistem care intervin au o construcție simetrică și o funcționare echilibrată, se va folosi schema electrică echivalentă monofazată, cuadripolară, ce va conține parametrii echivalenței de secvență pozitivă. Determinarea acestor parametri se face prin metodele cunoscute, motiv pentru care, în cele ce urmează se vor da explicații sumare privind identificarea mărimilor ce intervin în relațiile matematice.

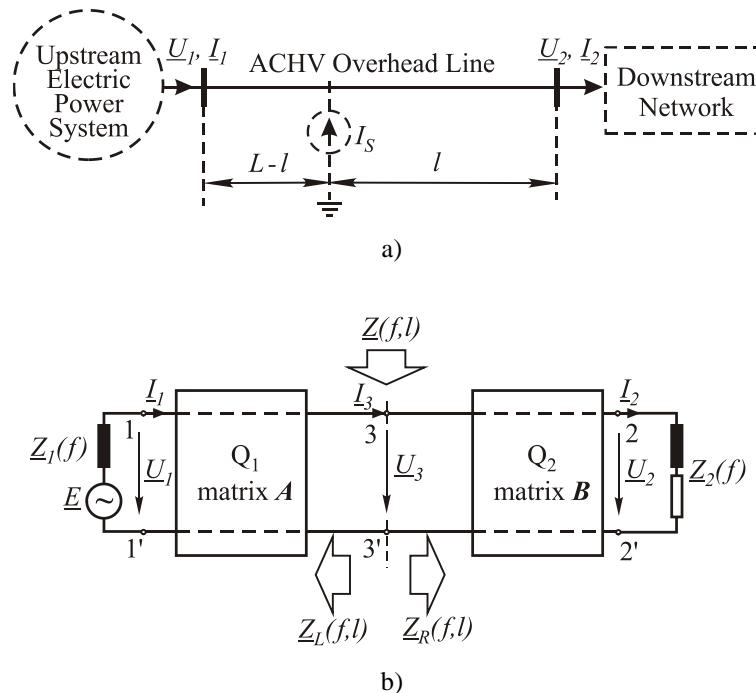


Fig. D4_35. Schema electrică simplificată (a) și schema electrică echivalentă (b) a liniei electrice de înaltă tensiune încadrată în sistemul electroenergetic.

Sistemul electroenergetic din amonte se reduce la un generator echivalent, reprezentat printr-o sursă ideală de tensiune (de impedanță internă nulă) și reactanța de scurtcircuit din nodul respectiv al rețelei, determinată cu ecuațiile (D4_79÷82).

$$\underline{Z}_1(f) = R_1 + j \cdot 2\pi f \cdot L_1 \quad (\text{D4}_79) \quad L_1 = \frac{X_{sc}}{2\pi f_1} \quad (\text{D4}_80) \quad f_1 = 50 \text{ Hz}$$

$$X_{sc} = \frac{U_n^2}{S_{sc}} \quad (\text{D4}_81) \quad R_1 = 0,1 \cdot X_{sc} \quad (\text{D4}_82)$$

Rețeaua de distribuție din aval se reduce la o sarcină echivalentă, ai cărei parametri se calculează pe baza puterilor active și reactive consumate în diverse regimuri permanente normale (ecuațiile (D4_83÷86)).

$$\underline{Z}_2(f) = \frac{1}{\underline{Y}_2(f)} \quad (\text{D4}_83)$$

$$\underline{Y}_2(f) = G_2 - j \cdot \frac{1}{2\pi f \cdot L_2} \quad (\text{D4}_84)$$

$$G_2 = \frac{P_2}{U_n^2} \quad (\text{D4_85}) \quad L_2 = \frac{U_n^2}{2\pi f_1 \cdot Q_2} \quad (\text{D4_86})$$

Elementele reactive ale impedanțelor \underline{Z}_1 și \underline{Z}_2 sunt dependente de frecvență, variabila f fiind necesară pentru studiul comportamentului în domeniul frecvență.

Pentru modelarea matematică a liniei electrice lungi se consideră parametri echivalenți longitudinali și transversali uniform distribuiți. Relațiile de legătură între mărimile de la începutul respectiv sfârșitul liniei se vor scrie prin folosirea teoriei cuadripolului [D4_101]. În aplicația de față interesează calculul impedanței armonice de-a lungul liniei incluse în ansamblul descris mai sus, motiv pentru care linia va fi descompusă în două tronsoane, unul de lungime l și altul de lungime $L-l$ (L fiind lungimea totală a liniei). Variabila l ia valori în intervalul $[0 \div L]$. Cele două tronsoane se modelează cu ajutorul a doi cuadripoli simetrici pasivi, notați Q_2 respectiv Q_1 (fig. D4_35.b), cărora li se asociază matricele de lanț \mathbf{B} respectiv \mathbf{A} . Astfel, se pot scrie ecuațiile (D4_87÷91).

$$\begin{bmatrix} \underline{U}_1 \\ \underline{I}_1 \end{bmatrix} = \mathbf{A} \cdot \begin{bmatrix} \underline{U}_3 \\ \underline{I}_3 \end{bmatrix} \quad (\text{D4_87}) \quad \mathbf{A} = \begin{bmatrix} \underline{A}_{11} & \underline{A}_{12} \\ \underline{A}_{21} & \underline{A}_{22} \end{bmatrix} \quad (\text{D4_88})$$

$$\begin{bmatrix} \underline{U}_3 \\ \underline{I}_3 \end{bmatrix} = \mathbf{B} \cdot \begin{bmatrix} \underline{U}_2 \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix} \quad (\text{D4_89}) \quad \mathbf{B} = \begin{bmatrix} \underline{B}_{11} & \underline{B}_{12} \\ \underline{B}_{21} & \underline{B}_{22} \end{bmatrix} \quad (\text{D4_90})$$

$$\begin{bmatrix} \underline{U}_1 \\ \underline{I}_1 \end{bmatrix} = \mathbf{A} \cdot \mathbf{B} \cdot \begin{bmatrix} \underline{U}_2 \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix} \quad (\text{D4_91})$$

Elementele componente ale celor două matrice de lanț sunt dependente atât de poziția secțiunii de interes de-a lungul liniei (variabila l) cât și de frecvență (variabila f), conform relațiilor (D4_92÷97):

$$\underline{A}_{11}(f, l) = \underline{A}_{22}(f, l) = \text{ch}(\underline{\gamma}(f) \cdot (L-l)) \quad (\text{D4_92})$$

$$\underline{A}_{12}(f, l) = \underline{Z}_c \cdot \text{sh}(\underline{\gamma}(f) \cdot (L-l)) \quad (\text{D4_93})$$

$$\underline{A}_{21}(f, l) = \frac{1}{\underline{Z}_c} \cdot \text{sh}(\underline{\gamma}(f) \cdot (L-l)) \quad (\text{D4_94})$$

$$\underline{B}_{11}(f, l) = \underline{B}_{22}(f, l) = \text{ch}(\underline{\gamma}(f) \cdot l) \quad (\text{D4_95})$$

$$\underline{B}_{12}(f, l) = \underline{Z}_c \cdot \text{sh}(\underline{\gamma}(f) \cdot l) \quad (\text{D4_96})$$

$$\underline{B}_{21}(f, l) = \frac{1}{\underline{Z}_c} \cdot \text{sh}(\underline{\gamma}(f) \cdot l) \quad (\text{D4_97})$$

În relațiile de mai sus se pot recunoaște ușor mărimile caracteristice ghidului de undă (linia electrică cu parametri uniform distribuiți): impedanța caracteristică \underline{Z}_c și constanta de propagare $\underline{\gamma}$. Calculul acestora se face pe baza parametrilor echivalenți unitari de secvență pozitivă, cunoscuți (D4_98÷101):

$$\underline{Z}_c(f) = \sqrt{\frac{\underline{Z}_u(f)}{\underline{Y}_u(f)}} \quad (\text{D4_98})$$

$$\underline{\gamma}(f) = \sqrt{\underline{Z}_u(f) \cdot \underline{Y}_u(f)} \quad (\text{D4_99})$$

$$\underline{Z}_u(f) = R_u^+ + j \cdot 2\pi f \cdot L_u^+ \quad (\text{D4_100})$$

$$\underline{Y}_u(f) = G_u^+ + j \cdot 2\pi f \cdot C_u^+ \quad (\text{D4_101})$$

Folosind teoria cuadripolului, se pot deduce imediat expresia impedanței văzute spre stânga secțiunii de interes (\underline{Z}_L) ca fiind impedanța de intrare a cuadripolului Q_1 alimentat pe la bornele 3-3' și având ca sarcină impedanța \underline{Z}_1 :

$$\underline{Z}_L = \frac{A_{22} \cdot \underline{Z}_1 + A_{12}}{A_{21} \cdot \underline{Z}_1 + A_{11}} \quad (D4_{102})$$

pentru care, folosind relațiile (92÷94) rezultă:

$$\underline{Z}_L(f, l) = \underline{Z}_c(f) \cdot \frac{\text{th}(\gamma(f) \cdot (L-l)) \cdot \underline{Z}_c(f) + \underline{Z}_1(f)}{\text{th}(\gamma(f) \cdot (L-l)) \cdot \underline{Z}_1(f) + \underline{Z}_c(f)} \quad (D4_{103})$$

În mod similar rezultă expresia impedanței văzute spre dreapta secțiunii de interes (\underline{Z}_R) ca fiind impedanța de intrare a cuadripolului Q_2 alimentat pe la bornele 3-3' și având ca sarcină impedanța \underline{Z}_2 :

$$\underline{Z}_R = \frac{B_{11} \cdot \underline{Z}_2 + B_{12}}{B_{21} \cdot \underline{Z}_2 + B_{22}} \quad (D4_{104})$$

$$\underline{Z}_R(f, l) = \underline{Z}_c(f) \cdot \frac{\text{th}(\gamma(f) \cdot l) \cdot \underline{Z}_c(f) + \underline{Z}_2(f)}{\text{th}(\gamma(f) \cdot l) \cdot \underline{Z}_2(f) + \underline{Z}_c(f)} \quad (D4_{105})$$

Expresia pe baza căreia se face determinarea numerică a valorii impedanței armonice văzute de-a lungul liniei electrice, care este dependentă atât de poziția secțiunii de interes de-a lungul liniei cât și de frecvență, se stabilește prin punerea în paralel a impedanțelor \underline{Z}_L și \underline{Z}_R :

$$\underline{Z}(f, l) = \underline{Z}_L \parallel \underline{Z}_R = \frac{\underline{Z}_L \cdot \underline{Z}_R}{\underline{Z}_L + \underline{Z}_R} \quad (D4_{106})$$

D4.7.3 Studii de caz

D4.7.3.1 LEA 220 kV

Studiul numeric al impedanței armonice se face pentru o linie electrică aeriană trifazată simplu circuit, având tensiunea nominală $U_n = 220$ kV, lungimea totală $L = 300$ km și următoarele valori ale parametrilor echivalenți unitari de secvență pozitivă:

$$R_u^+ = 0.066 \Omega/\text{km}, \quad L_u^+ = 1.292 \cdot 10^{-3} \text{ H/km}, \quad G_u^+ = 1 \cdot 10^{-8} \text{ S/km}, \quad C_u^+ = 8.843 \cdot 10^{-9} \text{ F/km}$$

Puterea aparentă de scurtcircuit pe barele de alimentare a liniei a fost considerată $S_{sc} = 6000$ MVA, astfel că rezultă:

$$R_1 = 0.8067 \Omega, \quad L_1 = 25.677 \cdot 10^{-3} \text{ H}$$

Sarcina echivalentă racordată la sfârșitul liniei corespunde celor patru regimuri staționare considerate:

1. Mers în gol: $\underline{S}_2(f) = 0 + j0$;
2. Putere naturală: $\underline{Z}_2(f) = \underline{Z}_c(f)$;
3. Sarcină mare, pur activă: $P_2 = 200$ MW, $Q_2 = 0$;
4. Sarcină mare, mixtă: $P_2 = 200$ MW, $Q_2 = 100$ Mvar.

Pentru fiecare valoare întreagă a variabilei l (distanța față de sfârșitul liniei) cuprinsă în intervalul (0÷300) km sau calculat valorile impedanței \underline{Z} pentru fiecare valoare întreagă a variabilei f cuprinsă în intervalul (0÷2000) Hz.

Variația valorilor modulului impedanței armonice văzute de-a lungul liniei electrice, în funcție de variabilele l și f , respectiv a fazei acestora pentru cele patru regimuri considerate, sunt prezentate prin grafice 3D în figurile (D4_36÷41).

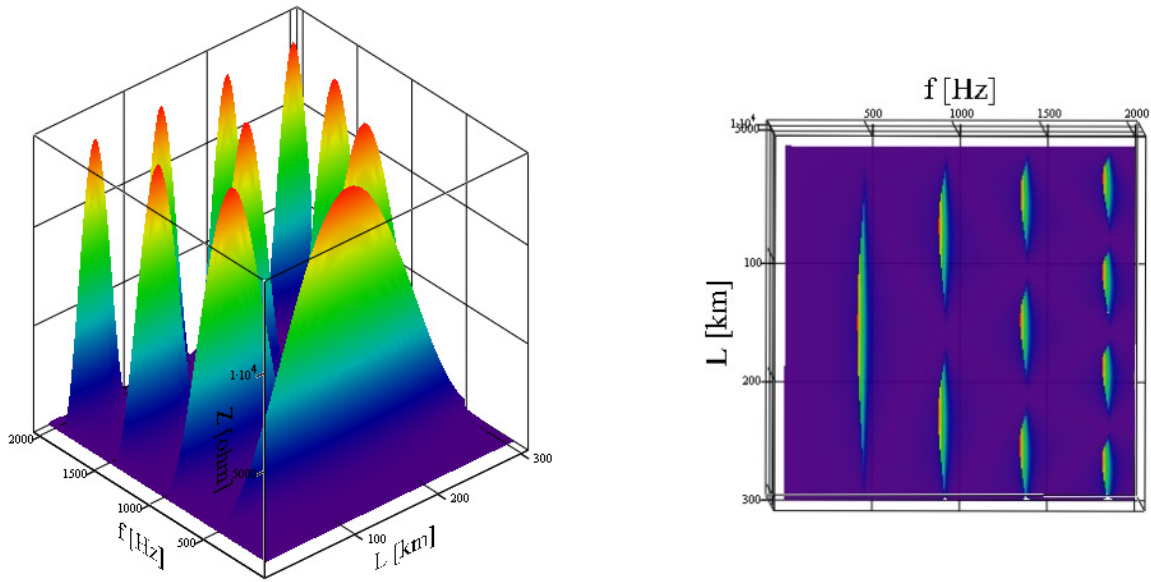


Figura D4_36. Valoarea absolută a impedanței armonice – regim 1.

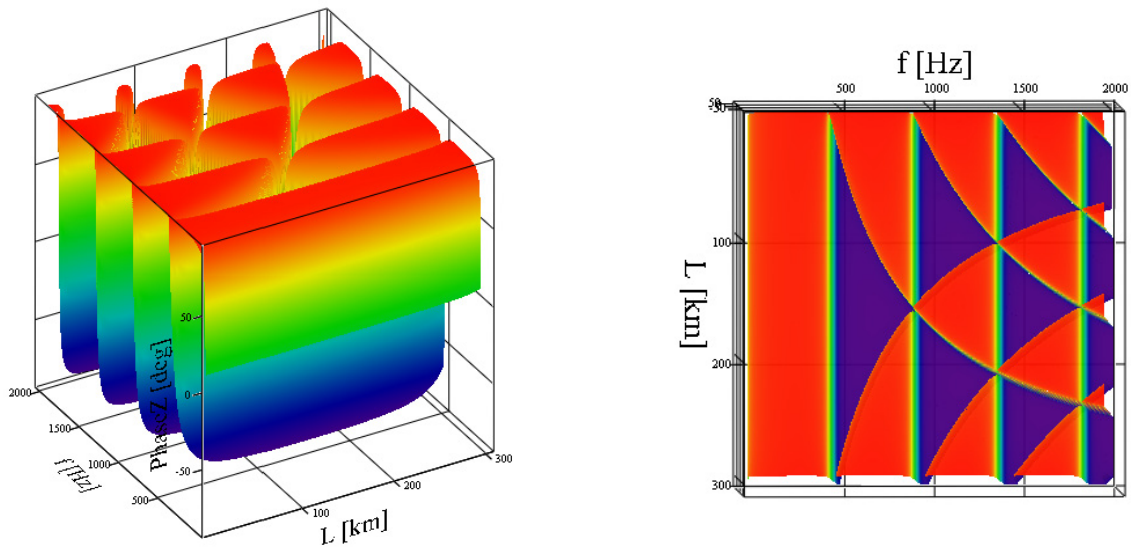


Figura D4_37. Faza impedanței armonice – regim 1.

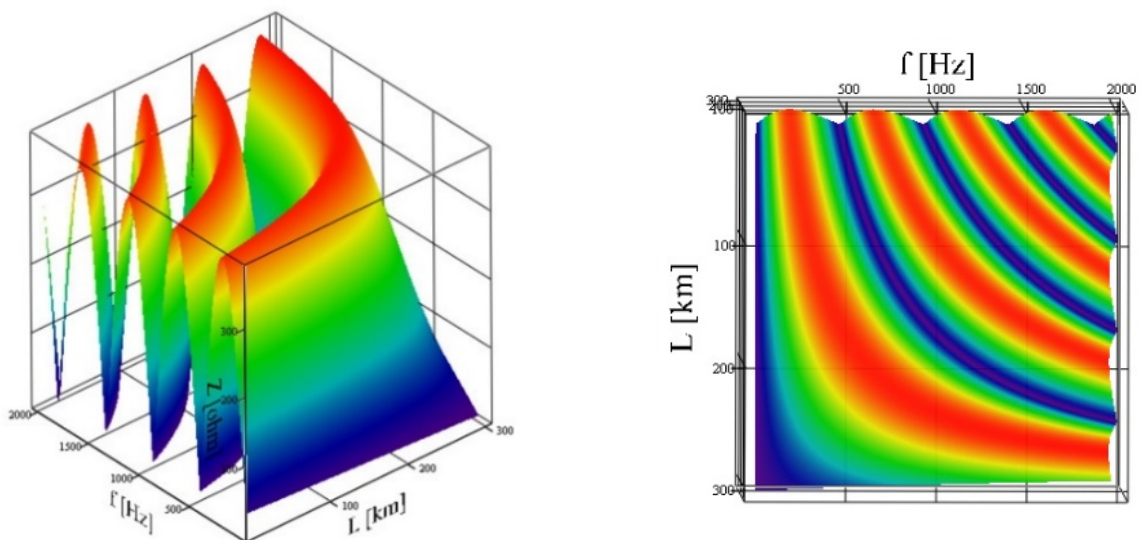


Figura D4_38. Valoarea absolută a impedanței armonice – regim 2.

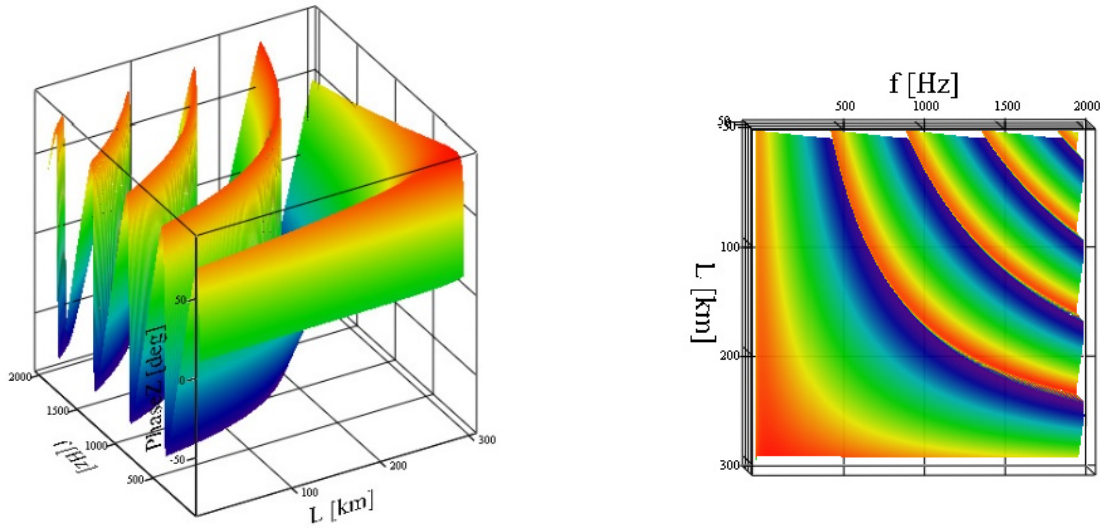


Figura D4_39. Faza impedanței armonice – regim 2.

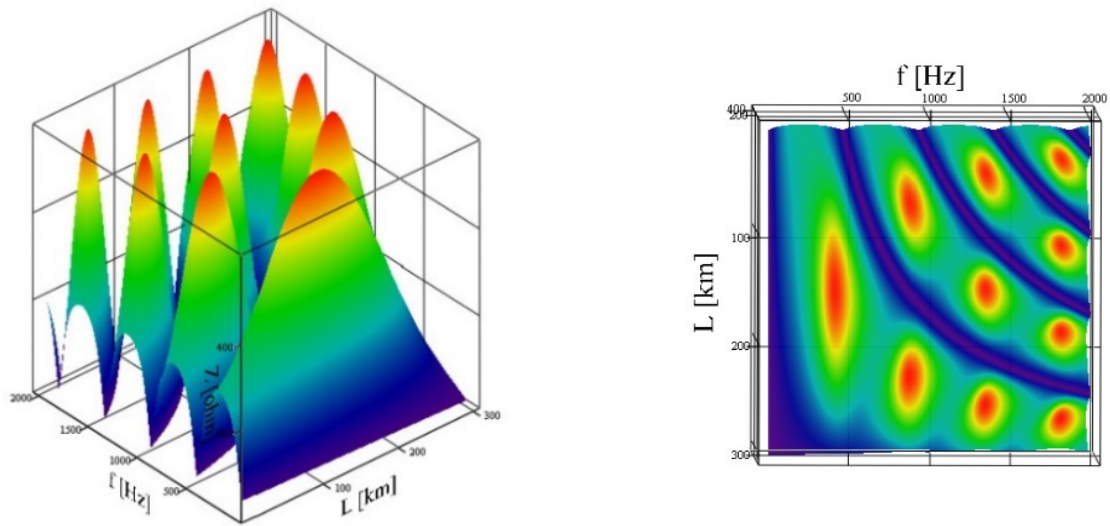


Figura D4_40. Valoarea absolută a impedanței armonice – regim 3.

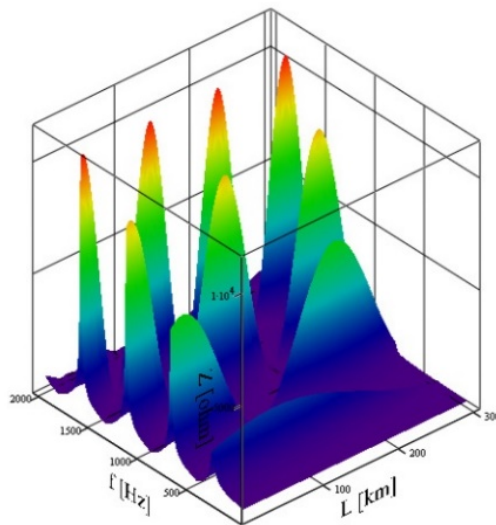


Figura D4_41. Valoarea absolută a impedanței armonice – regim 4.

Valoarea maximă a frecvenței considerate în această analiză (corespunzătoare armonicii 40) este suficient de mică pentru a permite neglijarea variației cu frecvența a parametrilor echivalenți de tip R (G), L , C și suficient de mare pentru a acoperi principalele efecte ale regimului permanent nesinusoidal în rețelele sistemului electroenergetic.

Se face de asemenea observația că la sfârșitul liniei a fost considerată o sarcină echivalentă pasivă, modelată prin elemente de tip R și L , pentru a simplifica studiul influenței acesteia asupra impedanței văzute de-a lungul liniei. O viitoare analiză, mai complexă, trebuie să țină seama de faptul că cele două zone de sistem legate prin linia de înaltă tensiune sunt de obicei zone active, conținând generatoare, astfel că cele două zone trebuie să fie modelate armonic cu o mai mare acuratețe.

Determinarea numerică a impedanței armonice pentru cele patru regimuri analizate, permite extragerea următoarelor observații:

- **regim 1** – mers în gol - $\underline{Z}_2(f) = 0 + j0$;

1. sunt identificate puține locații de-a lungul liniei cu rezonanțe paralel, dar acestora le corespund valori foarte mari ale impedanței armonice, în apropierea valorii de $1.1415 \cdot 10^4 \Omega$;
2. locațiile cu risc maxim de producere a rezonanțelor paralel și frecvențele corespunzătoare, sunt:
 - $l = 40$ km și apoi cu o periodicitate spațială $\Delta l = 79$ km, la distanțele $l = 119, 198, 277$ km de sfârșitul liniei, pentru frecvențe apropiate de 1861 Hz;
 - $l = 54$ km și apoi cu o periodicitate spațială $\Delta l = 106$ km, la distanțele $l = 160, 266$ km de sfârșitul liniei, pentru frecvențe apropiate de 1861 Hz;
 - $l = 81, 240$ km de sfârșitul liniei, pentru frecvențe apropiate de 925 Hz;
 - $l = 160$ km de sfârșitul liniei, pentru frecvențe apropiate de 461 Hz.
3. Rezultă necesitatea evitării regimului de mers în gol.

- **regim 2** – putere naturală - $\underline{Z}_2(f) = \underline{Z}_c(f)$

1. sunt identificate zone extinse cu rezonanțe paralel, dar acestora le corespund valori foarte mici ale impedanței, cuprinse în intervalul $(372 \div 382) \Omega$, în apropierea valorii reale a impedanței caracteristice, pentru întreg domeniul de frecvențe;
2. regimul de putere naturală se dovedește a fi cel mai favorabil.

- **regim 3** – sarcină mare, pur activă – $P_2 = 200$ MW, $Q_2 = 0$;

1. sunt identificate puține locații cu rezonanțe paralel, sub formă de zone relativ restrânse, corespunzătoare unor frecvențe aflate în domenii relativ restrânse, cărora le corespund valori relativ reduse ale impedanței armonice, cuprinse în intervalul $(580 \div 589) \Omega$, nepericuloase;
2. sarcina activă are efect de atenuare a rezonanțelor paralel.

- **regim 4** – sarcină mare, mixtă – $P_2 = 200$ MW, $Q_2 = 100$ MVar;

1. din punct de vedere calitativ rezultatele seamănă cu cele de la regimul 1: sunt identificate 4 domenii foarte restrânse de frecvențe cărora le corespund 1, 2, 3 respectiv 4 locații restrânse de-a lungul liniei, pentru care sunt posibile rezonanțe paralel, corespunzător unor valori foarte mari ale impedanțelor, cuprinse în intervalul $(2.4 \div 11.3) \text{ k}\Omega$;
2. valorile impedanței la frecvențele de rezonanță paralel cresc rapid cu creșterea frecvenței de rezonanță;
3. valorile maxime ale impedanțelor la rezonanțe paralel sunt influențate în principal de prezența sarcinilor reactive; creșterea sarcinii reactive determină scăderea frecvențelor de rezonanță paralel dar la creșterea impedanței armonice corespunzătoare acestora;
4. rezultă necesitatea reducerii cât mai mult posibil a puterii reactive care circulă pe linie.

D4.7.3.2 LEA 400 kV

Studiul numeric al impedanței armonice se va face pentru o linie electrică aeriană trifazată, simplu circuit, având tensiunea nominală $U_n = 400$ kV, lungimea totală $L = 300$ km și următoarele valori ale parametrilor echivalenți unitari de secvență pozitivă:

$$R_u^+ = 0.034 \Omega/\text{km}, \quad L_u^+ = 1.05 \cdot 10^{-3} \text{ H}/\text{km}, \quad G_u^+ = 1 \cdot 10^{-15} \text{ S}/\text{km}, \quad C_u^+ = 1.105 \cdot 10^{-8} \text{ F}/\text{km}$$

Puterea aparentă de scurtcircuit pe barele de alimentare a liniei a fost considerată $S_{sc} = 10000 \text{ MVA}$, astfel că rezultă: $R_1 = 1.6 \Omega$, $L_1 = 0.051 \text{ H}$.

Considerând *regimul de mers în gol*, pentru fiecare valoare întregă a variabilei l (distanța față de sfârșitul liniei) cuprinsă în intervalul (0÷300) km s-au calculat valorile impedenței Z pentru fiecare valoare întregă a variabilei f cuprinsă în intervalul (0÷2000) Hz.

Ca și în studiul de caz anterior, valoarea maximă a domeniului de variație a frecvenței considerate în această analiză (corespunzătoare armonicii 40) este suficient de mică pentru a permite neglijarea variației cu frecvența a parametrilor echivalenți de tip R , (G) , L , C și suficient de mare pentru a acoperi principalele efecte ale regimului permanent nesinusoidal.

Variația valorilor modulului impedenței armonice văzute de-a lungul liniei electrice, în funcție de variabilele l și f , sunt prezentate prin grafice 3D și 2D în figurile (D4_42÷46).

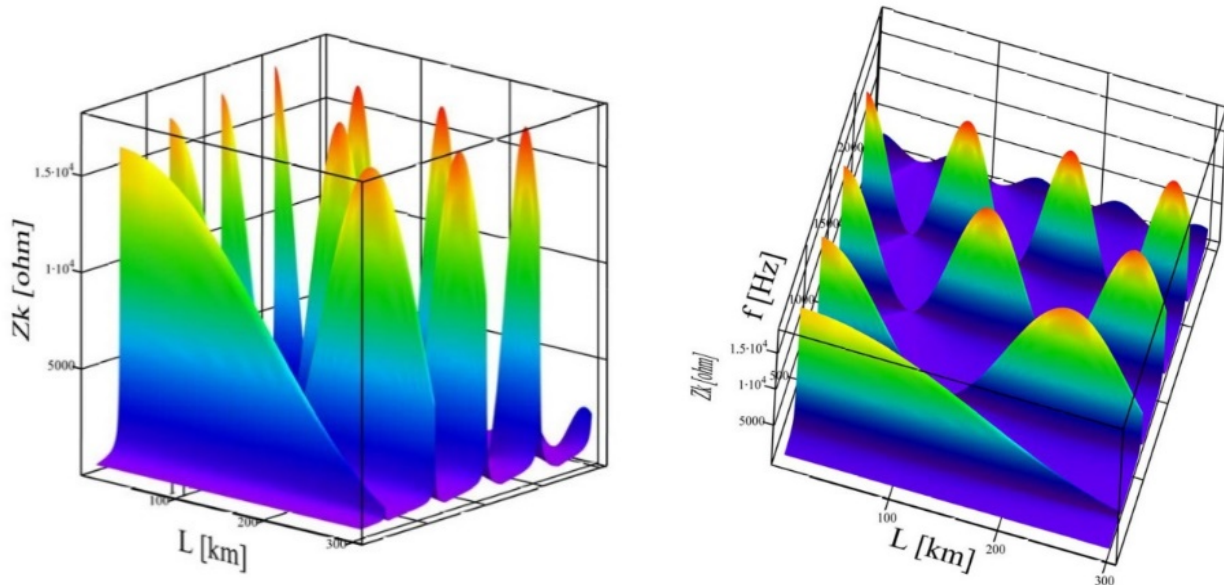


Figura D4_42. Impedanța armonică $Z(f,l)$ văzută de-a lungul liniei electrice aeriene de 400 kV în regimul de mers în gol - două imagini 3D din unghiuri de vedere diferite.

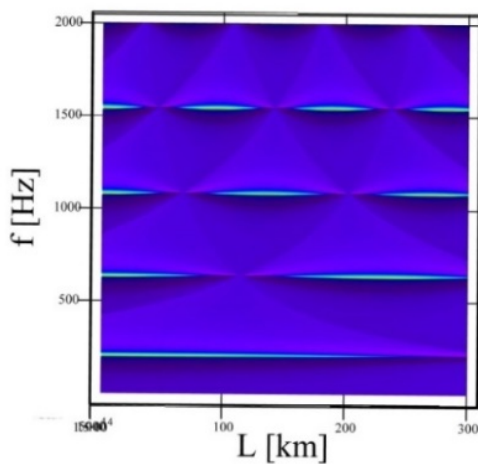


Figura D4_43. Impedanța armonică $Z(f,l)$ văzută de-a lungul liniei electrice aeriene de 400 kV în regimul de mers în gol - proiecție în planul $l-f$.

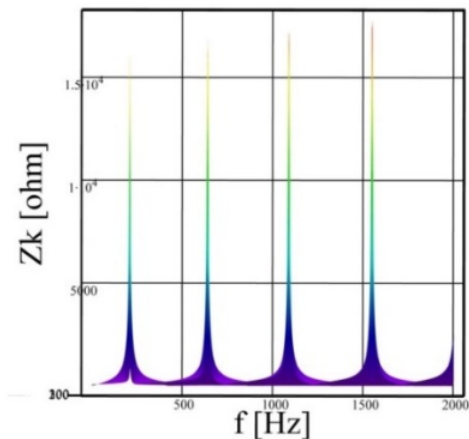


Figure D4_44. Impedanța armonică $Z(f,l)$ văzută de-a lungul liniei electrice aeriene de 400 kV în regimul de mers în gol - proiecție în planul $f-Z$.

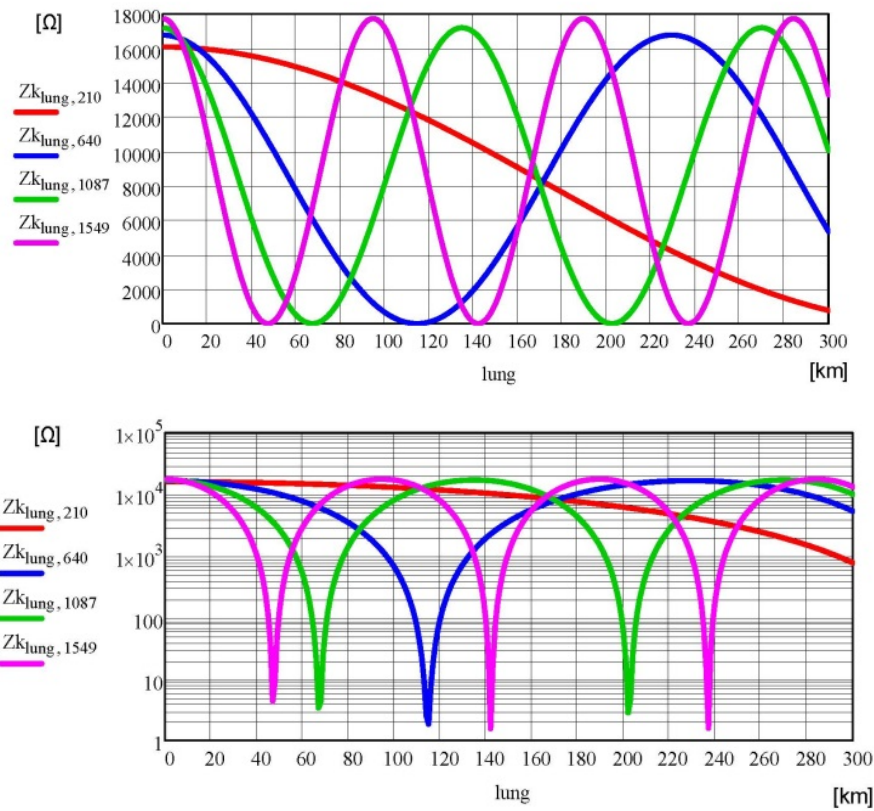


Figura D4_45. Impedanța armonică de-a lungul liniei pentru cele patru frecvențe de rezonanță identificate pentru regimul de mers în gol (secțiuni în planurile $f = 210, 640, 1087$ și 1549 Hz).

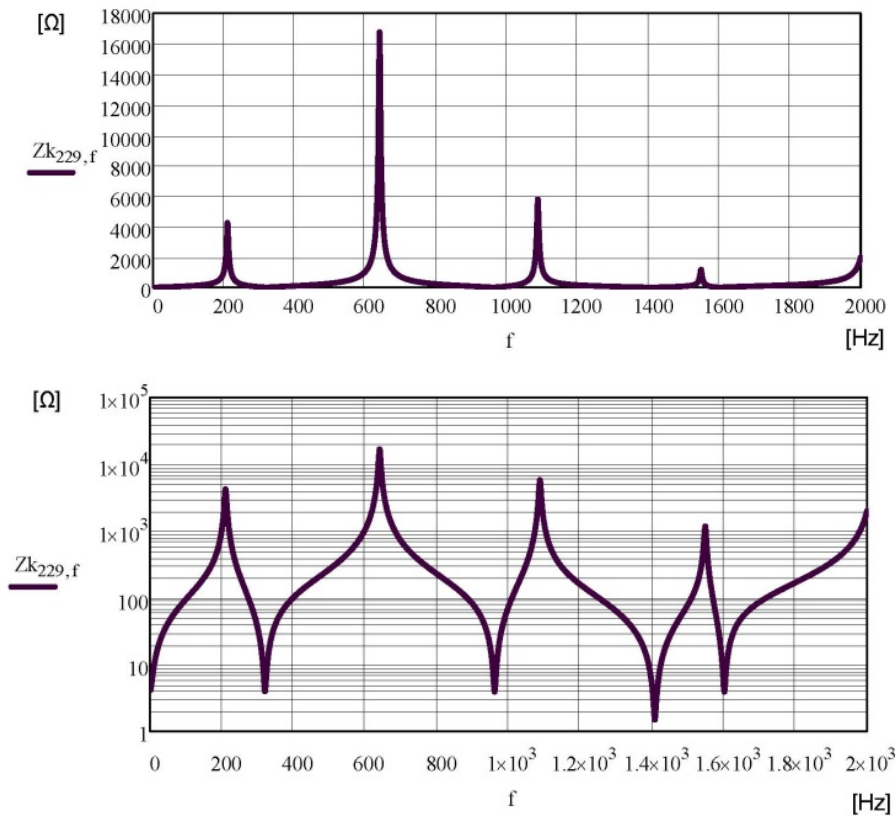


Figura D4_46. Impedanța armonică văzută într-o secțiune a liniei electrice aeriene de 400 kV (secțiune în planul $l = 229$ km).

Pentru domeniul lungime-frecvență luat în considerare au fost identificate 10 zone în care impedanța armonică prezintă valori maxime (poli), corespunzătoare rezonanțelor paralele. Acestea sunt grupate după patru valori ale frecvenței, distribuite echidistant, pentru fiecare grup existând o distribuție spațială practic echidistantă (fig. D4_43).

Valorile f_r - l_r - Z_r corespunzătoare rezonanțelor paralele identificate sunt prezentate în tabelul D4_6.

Tabelul D4_6. Valorile impedanțelor pentru lungimile și frecvențele de rezonanță

Zona nr.	Parametri caracteristici		
	Frecvența de rezonanță f_r (Hz)	Distanța măsurată față de sfârșitul liniei l_r (km)	Impedanța armonică Z_r (Ω)
1.	210	0	16074
2.	640	0	16760
3.		229	16762
4.	1087	0	17178
5.		135	17187
6.		270	17188
7.	1549	0	17704
8.		95	17720
9.		189	17717
10.		284	17721

Se observă că zonele de maxim sunt foarte înguste după frecvență și relativ largi după distanță. Pentru frecvențele de rezonanță paralele se obțin valori foarte mari ale impedanței armonice, ce sunt cuprinse în intervalul $16 \div 17,8$ k Ω . Foarte important de precizat este faptul că secțiunea în care sunt cele mai numeroase zone de frecvență cu risc maxim de producere a rezonanțelor paralele este chiar sfârșitul liniei ($l = 0$ km). De aici concluzia că prezența unor surse de curenți armonici pe barele stației de la sfârșitul liniei, având frecvențe egale cu cele de rezonanță, în condițiile absenței sarcinii active sau a unor valori reduse ale acesteia, care ar avea efect de atenuare, pot conduce la amplificarea regimului deformant atât în tensiunii cât și în curenți. Cele mai periculoase efecte se vor reflecta asupra izolației liniei ca urmare a apariției unor componente armonice importante în tensiune, care, prin suprapunere cu creșterea fundamentalei tensiunii ca urmare a producerii efectului Ferranti, caracteristic regimului de mers în gol, pot duce la deteriorarea izolației și ieșirea din funcțiune a liniei.

Rezultă necesitatea evitării regimului de mers în gol sau de sarcină redusă a unei linii electrice de transport, în condițiile existenței în rețea a unor surse de curenți armonici.

D4.7.3.3 Confirmarea rezultatelor prin modelare Matlab-Simulink

Pentru verificarea corectitudinii rezultatelor obținute cu ajutorul modelului matematic construit pe baza teoriei cuadripolului, aplicate în al doilea studiu de caz, referitor la LEA 400 kV, s-a apelat la un model construit în mediul de programare Matlab-Simulink (fig. D4_47). Instrumentul specializat pentru măsurarea impedanței armonice disponibil în biblioteca Simulink a fost instalat la limita a două tronsoane ale aceleași linii, ambele fiind modelate cu parametrii uniform distribuți.

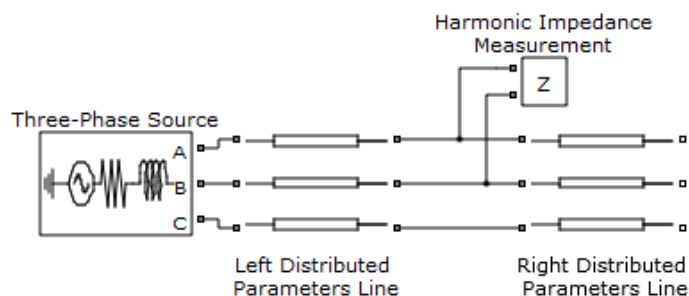


Figure D4_47. Modelul Matlab Simulink pentru LEA 400 kV.

Pentru valori ale distanțelor la care au fost localizate rezonanțele paralele, s-au obținut valori ale frecvențelor de rezonanță respectiv ale impedențelor armonice foarte apropiate de cele obținute prin calcul. Pentru exemplificare se prezintă impedența armonică determinată la distanța de 229 km de sfârșitul liniei, corespunzătoare uneia dintre cele două secțiuni în care au fost identificate rezonanțele paralele cu risc maxim pentru frecvența de 640 Hz (fig. D4_48).

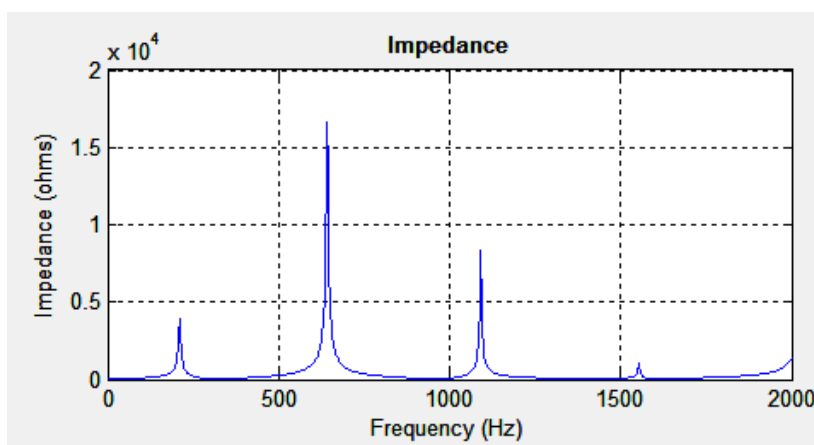


Figure D4_48. Impedența armonică pentru $l = 229$ km.

Comparând valorile obținute, atât pentru frecvențele de producere a rezonanțelor paralele cât și pentru cele ale modulelor impedențelor armonice corespunzătoare acestora, se poate afirma că modelarea Matlab Simulink validează modelul matematic prezentat în această secțiune și implementat în Mathcad.

D4.7.3 Concluzii

Evaluarea impedenței armonice văzute în secțiuni amplasate de-a lungul unei linii electrice de transport de curent alternativ devine un demers necesar în condițiile poluării armonice tot mai pronunțate a rețelelor de transport. Aceasta este consecința propagării poluării armonice dinspre rețelele de distribuție, prezenței și dezvoltării marilor consumatori industriali poluatori alimentați la înaltă tensiune, dar și amplificării construcției de centrale fotoelectrice sau eoliene de mare capacitate ce debitează în rețeaua de transport.

În această secțiune se prezintă un model matematic original construit prin aplicarea teoriei cuadripolului, cu scopul deducerii relației necesare determinării numerice a impedenței armonice văzute de-a lungul unei linii electrice. În acest scop linia este modelată printr-un lanț de doi cuadripoli pasivi simetrici, corespunzători segmentelor aflate de o parte și de alta a secțiunii de interes. Pe baza relațiilor deduse pentru impedențele de intrare ale celor doi cuadripoli alimentați în secțiunea comună, se obține impedența echivalentă văzută în secțiunea respectivă a liniei, dependentă atât de poziția de-a lungul liniei cât și de frecvență.

Modelul matematic este aplicat apoi sub forma unei analize numerice efectuate cu ajutorul instrumentului software Mathcad, în două studii de caz vizând regimuri particulare de funcționare ale unor linii electrice aeriene având tensiunile nominale de 220 kV respectiv 400 kV. Corectitudinea rezultatelor analizei numerice este confirmată prin modelare Matlab-Simulink, ceea ce confirmă corectitudinea modelului matematic aplicat.

Principalele concluzii ale acestui studiu se referă la necesitatea evitării regimului de mers în gol, respectiv a reducerii la minim a sarcinii reactive transferate de linii electrice de transport, pentru a reduce riscul producerii de rezonanțe paralele și deci a amplificării distorsiunii armonice a curenților și tensiunilor, ce poate afecta siguranța în funcționare a sistemului electroenergetic.

SECȚIUNEA a II-a

PLANURI DE EVOLUȚIE ȘI DEZVOLTARE A CARIEREI PROFESIONALE, ȘTIINȚIFICE ȘI ACADEMICE

Planurile de evoluție și dezvoltare a carierei profesionale, vizează cei doi piloni esențiali pentru un cadru didactic universitar și anume activitatea didactică respectiv activitatea de cercetare științifică.

În ceea ce privește **activitatea didactică**, aceasta va fi dezvoltată pe direcția disciplinelor ce-mi revin din statul de funcții al Departamentului de Electroenergetică, în calitate de titular și anume: *Transportul și distribuția energiei electrice*, derulată pe cuprinsul a două semestre în cadrul programului de studii universitare de licență, specializarea *Ingineria Sistemelor Electroenergetice*, respectiv *Calitatea energiei electrice*, care face parte din planul de învățământ al programului de studii universitare de master ce poartă denumirea *Conducerea Sistemelor Electroenergetice*.

Acțiunile pe care le voi avea în vedere pentru îmbunătățirea continuă a activității mele didactice, vor fi de fapt similare celor pe care le-am desfășurat și până acum:

- actualizarea nivelului de cunoștințe aferent disciplinelor pe care le coordonez și nu numai, atât pentru dezvoltarea personală cât și pentru a putea transfera noilor generații de studenți informații care să corespundă schimbărilor tehnologice, tendințelor impuse de piața de energie, permițându-le astfel o mai ușoară integrare a viitorilor absolvenți pe piața muncii din domeniul energetic;
- creșterea calității predării, a nivelului de atractivitate a activităților didactice de curs, laborator, proiect prin utilizarea sistemelor moderne de predare-învățare-evaluare, bazate pe tehnologii IT, sau multimedia;
- dezvoltarea aplicațiilor instrumentelor software de modelare și analiză în activitățile didactice (Mathcad, LabView, Matlab-Simulink, PowerWorld ș.a.) prin conceperea și implementarea unor lucrări de laborator noi, destinate înțelegerii conceptelor și confirmării experimentale a noțiunilor teoretice;
- asigurarea unei importanțe mărite determinărilor experimentale a rezultatelor analizelor teoretice, aceasta fiind în opinia mea metoda cea mai eficientă pentru înțelegerea și însușirea cunoștințelor;
- atragerea de fonduri pentru achiziția de echipamente noi și modernizarea laboratoarelor;
- menținerea unui mod de lucru interactiv și a unui dialog deschis cu studenții în vederea stimulării dezvoltării ideilor proprii, a creativității, pentru participarea cu lucrări la sesiunile științifice studentești, la organizarea de evenimente științifice și chiar atragerea lor în activități de cercetare;

În ceea ce privește **activitatea de cercetare științifică**, am în vedere dezvoltarea acesteia pe două capitole principale:

1. **Continuarea direcțiilor principale de cercetare actuale**, pe care am obținut rezultate valoroase:

- Modelarea elementelor de rețea și a sarcinilor, respectiv efectuarea de calcule de regimuri în coordonate de fază. Aceasta este o direcție importantă a cercetărilor actuale, care s-au inițiat plecând de la observația că în tot mai multe situații reale, modelarea în coordonate simetrice, nu numai că nu ajută la explicarea fenomenelor reale dar chiar denaturează rezultatele studiului, îndepărtându-l de adevăr;
- Perfecționarea unei metode de estimare a impedanței armonice văzute într-un nod sau o secțiune a rețelei. În prezent este evident că rețelele de transport și de distribuție ale viitorului vor fi locurile de întâlnire a unor perturbații de regim permanent, de nivele foarte mari, în special de tip „poluare” armonică. Importanța evaluării corecte și rapide a impedanței armonice va fi deosebită, de eficiența acestei operații depinzând buna funcționare a majorității echipamentelor construite pe bază de convertoare statice. Evaluarea impedanței armonice va avansa la un nivel superior, cel al monitorizării continue.
- Dezvoltarea la nivele de prototip a unui compensator capacitiv dezechilibrat, variabil, automat, controlat cu dispozitive de tip electronică de putere, din categoria SVC (Static Var Compensator), în structura particulară de ABCC (Adaptive Balancing Capacitive Compensator). Studiile recente arată că echipamentele de tip SVC vor avea în viitorul apropiat o creștere mult mai accelerată pe piața echipamentelor destinate controlului calității energiei electrice livrate consumatorilor, decât echipamentele din generația următoare. În opinia mea, compensatorul capacitiv de tip ABCC ar trebui să devină compensatorul capacitiv al viitorului.
- Utilizarea instrumentelor software avansate la modelarea și analiza rețelelor funcționând sub acțiunea perturbațiilor, prin implementarea în acestea a unor modele matematice sau metode proprii.

2. **Inițierea și dezvoltarea de noi direcții de cercetare**, în conexiune cu orientarea actuală a conceptelor și tehnologiilor din domeniul electroenergetic în general, al rețelelor electrice pentru transportul și distribuția energiei electrice în mod special. Domeniul în care cu siguranță voi putea identifica noile direcții de cercetare este cel al rețelelor electrice inteligente (*Smart Grids*), un concept care a crescut enorm în ultimii 10 ani și al cărui impact va fi major în viitorul apropiat, chiar și în România. Limitarea surselor de energie electrică clasice, bazate pe arderea combustibililor fosili și dezvoltarea accelerată a penetrării surselor regenerabile, până la nivelul consumatorilor casnici, vor schimba radical structura rețelelor de distribuție actuale, transformându-le în rețele inteligente. Câteva dintre caracteristicile acestora vor fi:

- creșterea exponențială a numărului și puterilor instalate în convertoarele statice, ce vor constitui legătura bidirecțională între surse, sau instalații de stocare, sau rețele de curent continuu etc. și rețeaua de curent alternativ;
- dezvoltarea transportului și distribuției energiei electrice prin rețele de curent continuu;
- dezvoltarea instalațiilor de utilizare a energiei electrice în curent continuu, la puteri nominale tot mai mari, de la aplicațiile de tip electromobilitate până la cele din categoria receptoarelor de utilizare generală;
- extinderea aplicațiilor de tip micro-rețea (*Micro-Grid*);
- transformarea consumatorului de energie electrică în consumator-producător (*prosumer*), participant la piața de energie;
- implementarea controlului unitar al producerii și consumului de energie electrică, până la nivel de receptor-sursă sau prosumer etc.

Rețelele de curent alternativ se vor restrânge dar vor rămâne dominante, în condițiile în care vor trebui să răspundă unui nivel mult mai mare de cerințe tehnice.

Activitatea de cercetare științifică va avea la bază, ca și până acum, lucrul într-o echipă formată din seniori, ce activează în mediul academic și industrial, deținători de cunoaștere, de viziune, dar și din tineri, cadre didactice și studenți, deținători de energie creatoare, inteligență și viteză mare de reacție.

Voi fi preocupat de valorificarea și dezvoltarea cunoștințelor și rezultatelor obținute de echipa mea de cercetare prin angrenarea sa în competiții naționale sau chiar internaționale de proiecte de cercetare, în calitate de coordonator sau partener de proiect.

Voi urmări consolidarea parteneriatelor actuale și dezvoltarea de noi legături și parteneriate cu cadre didactice și cercetători cu experiență de la alte universități, din țară sau străinătate, cu specialiști din mediul economic, pentru identificarea de noi oportunități de dezvoltare de proiecte de cercetare-dezvoltare comune.

Activitățile din domeniul didactic dar mai ales cele de cercetare științifică trebuie să vizeze obținerea unui vizibilități cât mai ridicate, atât a personalității mele, a echipei mele, cât și a universității la care ne desfășurăm activitatea. Această creștere a vizibilității nu poate fi obținută decât prin creșterea impactului și recunoașterii contribuțiilor personale, atât la nivel național cât și internațional. Pentru aceasta mă voi axa pe:

- creșterea numărului și nivelului științific al articolelor publicate în reviste și la conferințe indexate în baze de date internaționale, în special în baza de date ISI,
- participarea la conferințe și alte manifestări științifice naționale sau internaționale cât mai prestigioase, inclusiv prin susținerea de prezentări în plen, respectiv prin participarea în comitetele științifice ale acestora;
- participarea ca membru în colectivele de redacție ale unor publicații științifice cât mai prestigioase, respectiv ca recenzor activ;
- implicarea în organizarea unor manifestări științifice și dezvoltarea experienței de management specific acestui domeniu.

Nu în ultimul rând, am în vedere obținerea funcției didactice de profesor universitar.

Martie 2019

Conf.dr.ing. Adrian Pană

SECȚIUNEA a III-a
REFERINȚE BIBLIOGRAFICE

a. Lista lucrărilor considerate a fi cele mai relevante pentru realizările profesionale proprii:

a1. Cărți relevante - manuale, tratate, monografii

- [CR_1] Buta, A., **Pană, A.**, *Simetrizarea sarcinii rețelelor electrice de distribuție*, Editura Orizonturi Universitare, Timișoara, ISBN 973-8109-18-3, 2000, 312 pagini; [C_2];
- [CR_2] Buta, A., Milea, L., **Pană, A.**, *Impedanța armonică a rețelelor sistemelor electroenergetice*, Editura Tehnică, București, ISBN, 973-31-1522-3, 2000, 296 pagini; [C_3];
- [CR_3] Buta, A., Milea, L., **Pană, A.**, *Calitatea energiei electrice*, Editura AGIR, București, ISBN 973-8130-60-3, 2001, 188 pagini; [C_4];
- [CR_4] Buta, A., **Pană, A.**, *Transportul și distribuția energiei electrice*, Editura Politehnica, Timișoara ISBN 978-606-554-580-9, 2013, 470 pagini; [C_1].

a2. Articole relevante

- [AR_1] Buta, A., **Pană, A.**, *Calitatea tensiunii - criteriu principal de analiză a interdependenței dintre compensarea puterii reactive, echilibrarea sarcinii și filtrarea armonicilor în rețelele de distribuție performante*, Revista Energetica, București, Feb. 1999, pp. 75-84, ISSN 1220-5133; [rev_1];
- [AR_2] **Pană, A.**, Buta, A., *Metode noi de echivalare a rețelelor electrice de distribuție*, Revista Energetica, București, Sept. 2005, pp. 347-353, ISSN 1453-2360; [rev_16];
- [AR_3] **Pană, A.**, Băloi, A., *A quickly method to estimate harmonic conditions changes in a bus of an electrical network, as a result of transversal impedance installation.*, 8th WSEAS International Conference on Power Systems, Sept. 23-25, 2008, Santander, Cantabria, Spain, pp. 89-94, ISBN 978-960-474-006-2, ISSN 1790-5117, WOS:000262475100015; [ConISI_3];
- [AR_4] **Pană, A.**, Băloi, A., Molnar-Matei, F., *Load Balancing by Unbalanced Capacitive Shunt Compensation – A Numerical Approach*, ICHQP – International Conference on Harmonics and Quality of Power, Bergamo, Italia, 2010, 26-29 Sept., pp. 1–6, doi:10.1109/ICHQP.2010.5625387, ISBN 978-1-4244-7245-1; [ConBDI_1];
- [AR_5] **Pană, A.**, Băloi, A., Molnar-Matei, F., *A numerical analysis of the harmonic impedance seen along a transmission overhead line* ICHQP–Proceedings of 16th International Conference on Harmonics and Quality of Power, 2014, 25-28 Mai, Bucharest, Romania, pp. 611-615, DOI: 10.1109/ICHQP.2014.6842764, WOS:000343776100126; [ConISI_9];
- [AR_6] **Pană, A.**, Băloi, A., *Identify Resonant Frequencies in AC Distribution Networks – A Numerical Example Part I – Harmonic Nodal Admittance Matrix Method*, 6th World Conference on Educational Science, Malta, 2014, *Procedia-Social and Behavioral Sciences*, Vol.191, 2015, pp. 1225-1232, ISSN: 1877-0428; doi: 10.1016/j.sbspro.2015.04.369, WOS:000380560300216; [ConISI_11];
- [AR_7] **Pană, A.**, Băloi, A., *Identify Resonant Frequencies in AC Distribution Networks – A Numerical Example Part II – The State Matrix Method*, 6th World Conference on Educational Science, Malta, 2014, *Procedia-Social and Behavioral Sciences*, Vol. 191, 2015, pp. 1233-1239, ISSN 1877-0428; doi: 10.1016/j.sbspro.2015.04.576, WOS:000380560300217; [ConISI_12];
- [AR_8] **Pană, A.**, Băloi, A., Molnar-Matei, F., *Numerical evaluation of the effects of phase admittances asymmetry at HVAC overhead lines*, XIIth International School on Nonsinusoidal Currents and Compensation, ISNCC 2015, Łagów, Poland, 2015, 15-18 June, pp.1-6, ISBN 978-1-4799-8416-9; DOI: 10.1109/ISNCC.2015.7174702, WOS:000380563200020; [ConISI_15];

- [AR_9] **Pană, A.**, Băloi A., Molnar-Matei, F., *From the Balancing Reactive Compensator to the Balancing Capacitive Compensator*, *Energies*, Vol. 11, No. 8, 2018; DOI: 10.3390/en11081979, WOS:000446604100058; [revISI_2];
- [AR_10] **Pană, A.**, Băloi A., Molnar-Matei, F., *Iterative Method for Determining the Values of the Susceptances of a Balancing Capacitive Compensator*, *Energies*, Vol. 11, No. 10, 2018; DOI: 10.3390/en11102742, WOS:000449293500250; [revISI_3];

b. Teza de doctorat:

Pană, A., *Optimizarea funcționării rețelelor electrice de distribuție*, conducător științific Prof.dr.ing. Viorel Negru, susținută public în data de 29 ianuarie 1999, la Universitatea „Politehnica” din Timișoara, confirmată în ședința CNATDCU din data de 25 februarie 1999, titlul de doctor acordat prin Ordinul ministrului educației naționale nr. 3460/15 martie 1999.

c. Cărți și capitole de cărți:

- [C_1] Buta, A., **Pană, A.**, *Transportul și distribuția energiei electrice - îndrumător de proiectare*, Universitatea „Politehnica” Timișoara, 1997, 148 pagini;
- [C_2] Buta, A., **Pană, A.**, *Simetrizarea sarcinii rețelelor electrice de distribuție*, Editura, Orizonturi Universitare, Timișoara, ISBN 973-8109-18-3, 2000, 312 pagini;
- [C_3] Buta, A., Milea, L., **Pană, A.**, *Impedanța armonică a rețelelor sistemelor electroenergetice*, Editura Tehnică, București, ISBN, 973-31-1522-3, 2000, 296 pagini;
- [C_4] Buta, A., Milea, L., **Pană, A.**, *Calitatea energiei electrice*, Editura AGIR, București, ISBN 973-8130-60-3, 2001, 188 pagini;
- [C_5] **Pană, A.**, *Bazele electroenergeticii - Regimuri de funcționare ale instalațiilor electroenergetice - Mașini și acționări electrice - Note de curs pentru auditorii energetici*, Editura Orizonturi Universitare, Timișoara, ISBN 978-973-638-316-8, 2004, 151 pagini;
- [C_6] Zobaa, A. F., Canteli, M. M., Bansal, R. (ed.), *Power Quality - Monitoring, Analysis and Enhancement*, **Pană, A. Chapter 11 - Active Load Balancing in a Three-Phase Network by Reactive Power Compensation**, InTech, Rijeka, Croatia, ISBN 978-953-307-330-9, 2011, 36 pagini;
- [C_7] Bulac, C., Triștiu, I., Gavrilaş, M., **Pană, A.**, *Rețele electrice*, Editura Academiei Oamenilor de Știință din România, București, ISBN 978-606-8371-21-4, 2011, 103 pagini;
- [C_8] Buta, A., **Pană, A.**, *Transportul și distribuția energiei electrice*, Editura Politehnica, Timișoara ISBN 978-606-554-580-9, 2013, 470 pagini;
- [C_9] **Pană, A.**, Băloi, Al., *Transportul și distribuția energiei electrice - culegere de aplicații pentru proiectare*, Editura Politehnica, Timișoara, ISBN 978-606-554-879-4, 2014, 307 pagini;
- [C_10] Băloi, Al., **Pană, A.**, *MatLab Simulink Modeling for Network-Harmonic Impedance Assessment: Useful Tool to Estimate Harmonics Amplification* (Chapter 2 in the book "MATLAB - Professional Applications in Power"), ISBN 978-953-51-5715-1, Editura Intech, Croatia, 2018, 20 pagini.

d. Articole în reviste indexate:

d.1. Articole publicate în reviste indexate ISI

- [revISI_1] **Pană, A.**, Băloi A., Molnar-Matei, F., *Mathematical Explanations of a Paradox Observed in a HVAC (High Voltage Alternating Current) Untransposed Overhead Line*, *Energies*, Vol. 12, No. 4, 2019;
- [revISI_2] **Pană, A.**, Băloi A., Molnar-Matei, F., *From the Balancing Reactive Compensator to the Balancing Capacitive Compensator*, *Energies*, Vol. 11, No. 8, 2018, DOI: 10.3390/en11081979, WOS:000446604100058;

- [revISI_3] **Pană, A.**, Băloi A., Molnar-Matei, F., *Iterative Method for Determining the Values of the Susceptances of a Balancing Capacitive Compensator*, Energies, Vol. 11, No. 10, 2018, DOI: 10.3390/en11102742, WOS:000449293500250;
- [revISI_4] Iovan Monica, Molnar-Matei, F., **Pană, A.**, Băloi, A., *Software Tool for Voltage Dip Signal Generator*, U.P.B. Scientific Bulletin, Series C, 2015, vol. 77(3), pp. 251-258, ISSN 2286-3540, WOS:000421805200021;

d.2. Articole publicate în reviste indexate în alte BDI

- [revBDI_1] Băloi, A., **Pană, A.**, *Using LabView for the study of particular operating conditions of electrical transmission lines*, Buletinul Institutului Politehnic din Iași, 2011, Vol.6, pp.365-373, ISSN 1223-8139;
- [revBDI_2] Băloi, A., **Pană, A.**, *Particularities of Capacitor Bank Overstressing within Detuned Filters*, Przegląd Elektrotechniczny, Warsaw, Poland, 2013, vol. 4, pp. 190-193, ISSN 0033-2097.

d.3. Articole publicate în reviste neindexate în BDI

- [rev_1] Buta, A., **Pană, A.**, *Calitatea tensiunii - criteriu principal de analiză a interdependenței dintre compensarea puterii reactive, echilibrarea sarcinii și filtrarea armonicilor în rețelele de distribuție performante*, Revista Energetica, Feb. 1999, București, pp. 75-84, ISSN 1220-5133;
- [rev_2] **Pană, A.**, *Mecanismul energetic al echilibrării sarcinii prin compensare reactivă transversală în rețele electrice cu trei conductoare*, Buletinul Științific al Universității "Politehnica", Seria Electrotehnică, Electronică și Telecomunicații, Tom 44(58), 1999, Timișoara, pp. 55-64;
- [rev_3] **Pană, A.**, *Elemente de calcul pentru compensarea dezechilibrelor sarcinii în rețelele electrice trifazate cu trei conductoare*, Buletinul Științific al Universității "Politehnica", Seria Electrotehnică, Electronică și Telecomunicații, Tom 44(58), 1999, Timișoara, pp. 45-54;
- [rev_4] Buta, A., **Pană, A.**, Bucatariu, Iona., *Propagarea regimului armonic pe liniile de interconexiune*, Revista Energetica, vol. 48, nr. 5, 2000, pp. 232–237, ISSN 1220-5133;
- [rev_5] Buta, A., Popov, D., **Pană, A.**, Titihăzan, V., Popovic, S., *Izracunavanje gubitaka u elektricnim mrezama pomocu Fourier-ovih redova, (Calculul pierderilor în rețelele electrice folosind seriile Fourier)*, Zbornik Radova Tehnickog Fakulteta, Cacak, Serbia, 2001, pp.1-10, ISSN 0354-9844;
- [rev_6] Buta, A., **Pană, A.**, Matica Liliana, *Factorul de putere - indicator de calitate a energiei electrice consumate*, Revista Energetica, vol. 50, nr. 11, Nov. 2002, pp. 488-491, București, ISSN 1220-5133;
- [rev_7] Buta, A., Bucătariu Iona, **Pană, A.**, *Utilizarea indicatorilor integrali de calitate a tensiunii la stabilirea valorilor reactanțelor compensatoarelor serie și paralel*, Revista Producerea, transportul și distribuția energiei electrice și termice, 2002, ODE București, nr. 11-12, pp. 17–22, ISSN 1224-1113;
- [rev_8] Stoian, A., Buta, A., Coman Voichița, **Pană, A.**, *Short time algorithm prognose for electric power consumptions*, Analele Universității din Oradea, 2002, fasc. Energetică, Nr. 8, vol. 1, pp. 430–438, ISSN 1224-1261;
- [rev_9] **Pană, A.**, Titihăzan, V., Buta, A., Stoian, C., *Linii electrice aeriene de medie tensiune cu conductoare izolate. Studiu de caz. Cerințe impuse XLPE*, Revista Producerea, transportul și distribuția energiei electrice și termice, Iun. 2002, București, pp. 18-25;
- [rev_10] **Pană, A.**, Buta, A., *Establishment of the harmonic resonance frequencies in a transmission line by the state variables method*, Scientific Buletin of the "Politehnica" University of Timisoara, Transaction on Power Engineering, Timișoara, 2002, Tom 47(61), pp. 43-50;
- [rev_11] Buta, A., **Pană, A.**, Ticula, E., *Stabilirea frecvențelor de rezonanță armonică în rețelele de distribuție prin folosirea metodei variabilelor de stare*, Revista Energetica, 2003, vol. 51, nr. 1, pp 14–18, ISSN 1220-5133;

- [rev_12] Bud, C., Buta, A., **Pană, A.**, *Reconfigurarea rețelelor electrice de distribuție din considerente de creștere a calității energiei electrice furnizate*, Revista Energetica, Vol. 51, nr. 10, Oct. 2003, pp. 441-446, București, ISSN 1453-2360;
- [rev_13] Ticula, E., Buta, A., **Pană, A.**, *Metodă de identificare a regimurilor de rezonanță armonică a rețelelor electrice de distribuție poluate armonic*, Revista Energetica, anul 52, nr. 2, Feb. 2004, pp. 62-67, București, ISSN 1453-2360;
- [rev_14] Chiosa, N., Buta, A., Dușa, V., **Pană, A.**, Gheju, P., Titihăzan, V., *Trecerea alimentării serviciilor proprii ale stațiilor RET la terțiarul AT în condițiile liberalizării pieței de energie electrică din România*, Revista Energetica, Apr. 2004, pp. 178-183, București, ISSN 1453-2360;
- [rev_15] Buta, A., **Pană, A.**, Jude, Al., *Analiza curbelor de sarcină, mijloc de eficientizare a sistemelor de energie*, Revista Energetica, Nov. 2004, pp. 484-486, ISSN 1453-2360;
- [rev_16] **Pană, A.**, Buta, A., *Metode noi de echivalare a rețelelor electrice de distribuție*, Revista Energetica, București, Sept. 2005, pp. 347-353, ISSN 1453-2360.

e. Lucrări la conferințe internaționale:

e1. Lucrări la conferințe internaționale indexate ISI

- [ConISI_1] **Pană, A.**, Băloi, A., Molnar-Matei, F., *Experimental Validation of Power Mechanism for Load Balancing Using Variable Susceptances in Three Phase Four-Wire Distribution Networks*, EUROCON 2007 - The International Conference on "Computer as a Tool", 09-12 Sept., 2007, Warsaw, Poland, pp. 1567-1572, ISBN 978-1-4244-0812-2, WOS:000257261900192, doi:10.1109/EURCON.2007.4400415;
- [ConISI_2] **Pană, A.**, Băloi, A., Molnar-Matei, F., *Application of the State Variables Method on Quickly Evaluation of the Harmonic Resonance Frequencies in a Transmission Line*, EUROCON 2007 - The International Conference on "Computer as a Tool", 09-12 Sept., 2007, Warsaw, Poland, pp.1573-1578, ISBN 978-1-4244-0812-2, WOS:000257261900194;
- [ConISI_3] **Pană, A.**, Băloi, A., *A quickly method to estimate harmonic conditions changes in a bus of an electrical network, as a result of transversal impedance installation*, 8th WSEAS International Conference on Power Systems, Sept. 23-25, 2008, Santander, Cantabria, Spain, pp. 89-94, ISBN 978-960-474-006-2, ISSN 1790-5117, WOS:000262475100015;
- [ConISI_4] Molnar-Matei, F., Moga, M., **Pană, A.**, *New Method for Voltage Sags Characteristics Detection in Electrical Networks*, MELECON 2010 – The 15th IEEE Mediterranean Electrotechnical Conference, Malta, 2010, 25-28 Apr., pp. 1612-1617, ISBN 978-1-4244-5795-3; 10.1109/MELCON.2010.5476310, WOS:000286988200294;
- [ConISI_5] Băloi, A., **Pană, A.**, Molnar-Matei, F., *Contributions on Harmonic Impedance Monitoring in Smart Grids Using Virtual Instruments*, ISGT 2011 Europe – Innovative Smart Grid Technologies, Manchester, UK, 2011, 5-7 Dec., pp.1-4, ISBN 978-1-4577-1421-4, DOI: 10.1109/ISGTEurope.2011.6162634, WOS:000407001900023;
- [ConISI_6] Molnar-Matei, F., Andea, P., **Pană, A.**, Teslovan, R., *Double Circuit 110 kV Overhead Line Magnetic Field Analysis*, MELECON 2012 – The 16th IEEE Mediterranean Electrotechnical Conference, 2012, 25-28 Mar., Medina Yasmine Hammamet, Tunisia, pp. 780-783; ISBN 978-1-4673-0784-0, DOI: 10.1109/MELCON.2012.6196546, WOS:000309215000165;
- [ConISI_7] Băloi, A., Kocewiak, L., Leth Bak, C., **Pană, A.**, *Experimental Determination of Harmonic Conditions Amplification in a Distribution Network by Capacitor Bank Switching*, Proceedings of the 13th International Conference on Optimization of Electrical and Electronic Equipment, Brasov, Romania, 2012, 24-26 Mai, pp.194-199, ISBN 978-1-4673-1653-8, DOI: 10.1109/OPTIM.2012.6231894, WOS:000398866700029;
- [ConISI_8] Băloi, A., **Pană, A.**, *Software Solutions for Harmonic Conditions Monitoring and Optimal Placing of Reactive Power Sources in Distributions Networks*, Interdisciplinary Research in

- Engineering: Steps Towards Breakthrough Innovation, Cluj-Napoca, Romania, 2013, 25 Feb-01 Mar., pp. 77-84, ISBN 978-3-03785-785-4, WOS:000323184000010;
- [ConISI_9] **Pană, A.**, Băloi, A., Molnar-Matei, F., *A numerical analysis of the harmonic impedance seen along a transmission overhead line*, ICHQP 2014 – 16th International Conference on Harmonics and Quality Power, Bucharest, Romania, 2014, 25-28 May, pp. 611-615, ISBN 978-1-4673-6487-4, DOI: 10.1109/ICHQP.2014.6842764, WOS:000343776100126;
- [ConISI_10] Băloi, A., **Pană A.**, Molnar-Matei, F., *Advantages of Using MatLab Simulink in Laboratory Lessons on Operating Conditions of Overhead Power Lines*, 6th World Conference on Educational Science, Malta, 2014, Procedia - Social and Behavioral Sciences, Vol.191, 2015, pp. 179–184, ISSN 1877-0428, doi: 10.1016/j.sbspro.2015.04.369, WOS:000380560300216;
- [ConISI_11] **Pană, A.**, Băloi, A., *Identify Resonant Frequencies in AC Distribution Networks – A Numerical Example Part I – Harmonic Nodal Admittance Matrix Method*, 6th World Conference on Educational Science, Malta, 2014, *Procedia-Social and Behavioral Sciences*, Vol.191, 2015, pp. 1225-1232, ISSN: 1877-0428, doi: 10.1016/j.sbspro.2015.04.367, WOS:000380560300030;
- [ConISI_12] **Pană, A.**, Băloi, A., *Identify Resonant Frequencies in AC Distribution Networks – A Numerical Example Part II – The State Matrix Method*, 6th World Conference on Educational Science, Malta, 2014, *Procedia-Social and Behavioral Sciences*, Vol. 191, 2015, pp. 1233-1239, ISSN 1877-0428, doi: 10.1016/j.sbspro.2015.04.576, WOS:000380560300217;
- [ConISI_13] Băloi A., Molnar-Matei, F., **Pană, A.**, Băloi Felicia, Dilertea, F., *LabVIEW Implementation for Three-Phase Voltage Dip Classification*, 16th International Scientific Conference on Electric Power Engineering (EPE), Kouty nad Desnou, Cehia, 2015, 20-22 May, pp.116 - 121, ISBN 978-1-4673-6788, DOI: 10.1109/EPE.2015.7161118, WOS:000377548600023;
- [ConISI_14] **Pană, A.**, Băloi, A., Molnar-Matei F., *Contributions on the Harmonic Analysis of a Transmission Overhead Line - A Case Study*, 16th International Scientific Conference on Electric Power Engineering (EPE), Kouty nad Desnou, Cehia, 2015, 20-22 May, pp. 122 - 126, ISBN 978-1-4673-6788-2, DOI: 10.1109/EPE.2015.7161119, WOS:000377548600024;
- [ConISI_15] **Pană, A.**, Băloi, A., Molnar-Matei, F., *Numerical evaluation of the effects of phase admittances asymmetry at HVAC overhead lines*, XIIth International School on Nonsinusoidal Currents and Compensation, ISNCC 2015, Łagów, Poland, 2015, 15-18 June, pp.1-6, ISBN 978-1-4799-8416-9; DOI: 10.1109/ISNCC.2015.7174702, WOS:000380563200020;
- [ConISI_16] Molnar-Matei, F., Iovan, Monica, **Pană, A.**, Băloi, A., *Software tool for three phase voltage dips waveform generation used in research applications*, EUROCON 2015 - International Conference on Computer as a Tool (EUROCON), Salamanca, Spain, 2015, 8-11 Sept., pp.1-6, ISBN 978-1-4799-8568-5, DOI: 10.1109/EUROCON.2015.7313725, WOS:000380463400062;
- [ConISI_17] **Pană, A.**, Băloi, A., *Numerical Evaluation of the Effects of the Impedances and Admittances Asymmetry at a Double Circuit HVAC Overhead Line*, EUROCON 2015 - International Conference on Computer as a Tool, Salamanca, Spain, 8-11 Sept. 2015, pp. 1-7; ISBN 978-1-4799-8568-5, DOI: 10.1109/EUROCON.2015.7313747, WOS:000380463400084;
- [ConISI_18] Molnar-Matei, F., Iovan Monica, **Pană, A.**, Băloi, F., *Data management in research applications used in voltage dips field*, EUROCON 2015 - International Conference on Computer as a Tool (EUROCON), Salamanca, Spain, 2015, 8-11 Sept., pp.1-6, ISBN 978-1-4799-8568-5, DOI: 10.1109/EUROCON.2015.7313726, WOS:000380463400063;
- [ConISI_19] **Pană, A.**, Molnar-Matei, F., Băloi, A., Radulian, A., Mocioi, N., Dumitrescu, G., *A smart solution for a smart grid: unbalanced reactive power compensation*, Electrical Vehicles International Conference, Bucharest, Romania, 5-6 Oct., 2017, pp. 1-8, DOI: 10.1109/EV.2017.8242116, WOS:000427815000030;

e2. Lucrări la conferințe internaționale indexate în alte BDI

- [ConBDI_1] **Pană, A.**, Băloi, A., Molnar-Matei, F., *Load Balancing by Unbalanced Capacitive Shunt Compensation – A Numerical Approach*, ICHQP – 14th International Conference on Harmonics and Quality of Power, Bergamo, Italia, 2010, 26-29 Sept., pp. 1–6, doi:10.1109/ICHQP.2010.5625387, ISBN 978-1-4244-7245-1;
- [ConBDI_2] Băloi, A., **Pană, A.**, Chiosa, N., *Optimal Choosing and Placing of Reactive Power Sources in an Electrical Distribution Network Harmonically Polluted*, ICHQP – 14th International Conference on Harmonics and Quality of Power, Bergamo, Italy, 2010, 26-29 Sept., paper ID 603, ISBN 978-1-4244-7245-1, DOI: 10.1109/ICHQP.2010.5625389;
- [ConBDI_3] **Pană, A.**, Șurianu, F.D., Băloi, A., *MATLAB Simulation Applied to Study the Mechanism of Load Balancing by Unbalanced Capacitive Shunt Compensation in a Three-Phase Three-Wire Network*, EUROCON 2011 – The International Conference on "Computer as a tool", Lisabona, Portugalia, 2011, 27-29 April, pp. 1-6, ISBN 978-1-4244-7485-1, DOI: 10.1109/EUROCON.2011.5929272;
- [ConBDI_4] Băloi, A., **Pană, A.**, *A Virtual Measurement Instrument for Three Phase Electrical Networks Analysis*, Proceedings of the 8th WSEAS International Conference on Engineering Education (EDUCATION '11), Corfu, Grecia, 2011, 14-16 Iulie, pp. 167-171, ISBN 978-1-61804-021-3;
- [ConBDI_5] Șurianu, F.D., **Pană, A.**, *Fiber optic cable mounted on common poles with a medium voltage overhead line standardizing procedure*, 19th Telecommunications Forum, TELFOR 2011, Belgrade, Serbia, 2011, 22-24 Nov., pp. 198-201, ISBN 978-145771498-6.

e3. Lucrări la conferințe internaționale neindexate BDI

- [ConI_1] **Pană, A.**, Ticula, A., Buta, A., *Criteria for reactive power compensation in power distribution networks with unbalanced and nonlinear loads*, Buletinul Științific al Universității "Politehnica", Seria Electrotehnică, Electronică și Telecomunicații, Tom 44(58), Fasc. 2, pp. 96-101, The 3rd International Power Systems Conference - PSC 99, 18-20 Nov., 1999, Timisoara, Romania, ISSN 1224-6034;
- [ConI_2] Limbean, G., **Pană, A.**, Buta, A., *Harmonic modeling of transformers from the railway electric traction stations*, Buletinul Științific al Universității "Politehnica", Seria Electrotehnică, Electronică și Telecomunicații, Tom 44(58), fasc. 3, pp. 49-54, The 3rd International Power Systems Conference - PSC 99, 18-20 Nov., 1999, Timisoara, Romania; ISSN 1224-6034;
- [ConI_3] Buta A., Stoian A., Bucatariu I., **Pană A.**, Borduz G., *Forecasting of hourly power by load curve decomposition in Fourier series*, Buletinul Științific al Universității „Politehnica” din Timișoara, seria electrotehnică, 2001, Tom 46(60), fasc. 1-2, pp. 51–56, 4th International Power Systems Conference – PSC 2001, 8-9 Nov., 2001, Timisoara, Romania, ISSN 1582-7194;
- [ConI_4] Buta, A., Titihăzan, V., **Pană, A.**, Titihăzan Mariana, Batâr, G., *Experimental protection against overvoltages at the 20 kV overhead lines with OAC2X covered conductor*, Buletinul Științific al UPT, Seria Energetică, Timișoara, Tom 46(60), 2001, pp. 57-60, ISSN 1582-7194, The 4th International Power Systems Conference – PSC 2001, 8-9 Nov., 2001, Timișoara, Romania;
- [ConI_5] Milea, L., Buta, A., **Pană, A.**, *Quelques aspects en concernant l'impedance harmonique du reseau*, Buletinul Științific al UPT, Seria Energetică, Timișoara, Tom 46(60), 2001, pp. 295-298, ISSN 1582-7194 The 4th International Power Systems Conference– PSC 2001, 8-9 Nov., 2001, Timișoara, Romania;
- [ConI_6] Buta, A., Bucatariu Iona, **Pană, A.**, Chiosa, N., Ardeleanu, I., *Harmonic pollution propagation on the shunt compensated transmission lines*, Buletinul Științific al Universității „Politehnica” din Timișoara, Seria Energetică, 2001, Tom 46(60), fasc. 1-2, 4th International Power Systems Conference – PSC 2001, 8-9 Nov, 2001, 2001, Timișoara, Romania, pp. 47–50, ISSN 1582-7194;
- [ConI_7] Titihăzan, V., Popov, D., **Pană, A.**, Buta, A., Popovic, S., *Zastita od prenapona u slucaju vazdusnog elektrovoda od 20 kV osposobljenog sa preizolovanim provodnikom tipa OAC2X, (Protecția la supratensiuni a liniilor electrice aeriene de 20 kV echipate cu conductor preizolat tip OAC2X)*, IV Konferentija Atmosferska praznjenja i zastita, 25-26 Oct., 2001, Vrnjacka Banja, Serbia, pp. 241-246, ISBN 86-7537-017-2;

- [ConI_8] Buta, A., **Pană, A.**, Bucatariu Iлона, Szatmari Eva, Buran, A., *Propagarea poluării armonice pe liniile de transport compensate*, A 3-a Conferință Internațională de Sisteme Electromecanice și Energetice - SIELMEN 2001, 4-6 Oct., pp. 59-62, Chișinău, Moldova, ISBN 9975-9638-7-0;
- [ConI_9] Titihăzan, V., Buta, A., Titihăzan Mariana, Toader, D., Moga, M., **Pană, A.**, Chiosa, N., Ardelean, I., Neșin Verislava, *P Spice Modelling and Determination of the Capacitive Coupling Voltages on Double Circuit High Voltage 220 kV Electrical Overhead Lines*, Proceedings of the 6th International Conference on Applied Electromagnetics, 1-3 Iun., 2003, Niš, Serbia, pp. 273-276;
- [ConI_10] Buta, A., **Pană, A.**, Ticula, E., *Application of the state variables method in the analysis of the distribution networks containing filtering – compensation devices*, Buletinul Științific al Universității „Politehnica” din Timișoara, seria Energetică, Tom 48(62), fasc. 1-2, Proceedings of the 5th Power Systems Conference - PSC 2003, 6-7 Nov, 2003, Timisoara, Romania, pp. 117–122, ISSN 1582-7194;
- [ConI_11] Buta, A., **Pană, A.**, Lupea, F., *Criteria for Harmonic Resonance Frequencies Identification in Harmonically Polluted Distribution Networks*, Proceedings of CIRED Regional Conference and Exhibition on Electricity Distribution, 5-8 Oct., 2004, Herceg Novi, Montenegro, pp. 1-8;
- [ConI_12] Ticula, E., Buta, A., **Pană, A.**, Lupea, F., Ciobanu, N., *Sistem expert pentru identificarea regimurilor rezonante în rețelele de distribuție poluate armonice*, Al II-lea Simpozion Internațional Sisteme de Inteligență Artificială în Electroenergetică - SIA 04, 29 Apr., 2004, Galați, pp. 233-240;
- [ConI_13] Titihăzan, V., Buta, A., Titihăzan Mariana, Șurianu F.D., **Pană, A.**, *Tests in High Voltage About the Insulating Structure Performances*, The 7-th International Conference on Live Maintenance (ICOLIM 2004), 27 May, 2004, Bucharest, pp. 375-380, ISSN 1224-7928;
- [ConI_14] **Pană, A.**, Buta, A., *New Concept in Transfiguration of the Electrical Distribution Network*, Scientific Buletin of the "Politehnica" University of Timisoara, Transaction on Power Engineering, Tom 50(64), pp. 433-438, ISSN 1582-7194, The 6th International Power Systems Conference – PSC 2005, 3-4 Nov., 2005, Timișoara, Romania;
- [ConI_15] **Pană, A.**, Băloi, A., Mârza F., *Technical Consideration Regarding Some Unconventional Electrification Solution, Part I – Determination of Limit Length Constrained by Maximal Admissible Voltage Losses*, Proceedings of the 7th International Power Systems Conference – PSC 2007, 22-23 Nov., 2007, Timisoara, pp.481-490, ISBN 1582-7194;
- [ConI_16] **Pană, A.**, Băloi, A., Mârza F., *Technical Consideration Regarding Some Unconventional Electrification Solution, Part II – Determining of Limit Length Imposed by the Sensitivity of Protection*, Proceedings of the 7th International Power Systems Conference Conference – PSC 2007, 22-23 Nov., 2007, Timisoara, pp. 491-502, ISBN 1582-7194;
- [ConI_17] Băloi, A., **Pană, A.**, *MatLab simulations for the optimization of the reactive power compensation in electrical distribution networks*, 2008 World Energy System Conference, Iași, 30 June-2 July 2008, ID: B074, ISSN 1198-0729;
- [ConI_18] **Pană, A.**, Băloi, A., *Transfiguration Method of Radial Electrical Networks*, CIRED – 6th Conference on Electricity Distribution in Serbia and Montenegro, 30 Sept.-3 Oct., Vranjacka Banja, Serbia, 2008, paper ID: R.6.1.4;
- [ConI_19] Băloi, A., **Pană, A.**, Chiosa, N., Chiosa Irina, *Harmonic Impedance Experimental Determination for a Bus within an Electrical Distribution Network*, Proceedings of the 8th International Power Systems Conference - Conference – PSC 2009, 5-6 November, Timișoara 2009, pp.49-54 ;
- [ConI_20] **Pană, A.**, Băloi, Al., Băloi Felicia, *Virtual Instrument for Harmonical Impedance Determination in Electrical Power Systems*, 7th International Conference on Deregulated Electricity Market Issues in South-Eastern Europe - DEMSEE 2012, 20-21 Sept. 2012, pp. 1-6, Bucharest, Romania;
- [ConI_21] **Pană, A.**, Băloi, Al., Molnar-Matei, F., *Functions of a Capacitive Compensator in a Smart Distribution Network*, The 6th International Conference on Energy and Environment – ICEM 2013, București, ISSN 2067-0893.

e4. Lucrări la conferințe naționale neindexate BDI

- [ConN_1] Buta, A., Milea, L., **Pană, A.**, *Impedanța armonică - mărime caracteristică a unui nod de rețea*, Al III-lea Simpozion Național - Calitatea Energiei Electrice, 8-9 Dec., 1999, Târgoviște, pp. 19-29;
- [ConN_2] Buta, A., **Pană, A.**, Milea, L., Ticula, E., *Utilizarea studiului impedanțelor armonice la creșterea performanțelor rețelelor electrice. Partea I-a: Problemele compensării capacitive transversale în prezența regimului deformant*, Simpozionul Național de Rețele Electrice - SNRE 2000, Ediția a X-a, 25-26 Mai, Iași, pp. 344-351;
- [ConN_3] Buta, A., **Pană, A.**, Milea, L., Ticula, E., *Utilizarea studiului impedanțelor armonice la creșterea performanțelor rețelelor electrice. Partea a II-a: Dimensionarea bateriilor de condensatoare pentru compensarea capacitivă transversală în prezența regimului deformant*, Simpozionul Național de Rețele Electrice - SNRE 2000, Ediția a X-a, 25-26 Mai, Iași, pp. 352-364;
- [ConN_4] Peter, A., Buta, A., Milea, L., **Pană, A.**, *Estimarea factorului de putere în rețelele cu consumatori dezechilibrați și neliniari*, Simpozionul Național de Rețele Electrice - SNRE 2000, Ediția a X-a, 25-26 Mai, Iași, pp. 372-378;
- [ConN_5] Bucatariu Iona, **Pană, A.**, Buta, A., *Utilizarea indicatorilor integrali de calitate a tensiunii la stabilirea valorilor reactanțelor compensatoarelor serie și paralel în rețelele electrice de distribuție*, Simpozionul Național de Rețele Electrice - SNRE 2000, Ediția a X-a, 25-26 Mai, Iași, pp. 629-638;
- [ConN_6] Stoian, A., Buta, A., **Pană, A.**, *Prognoza curbelor de sarcină prin descompunere în armonici*, Simpozionul Internațional de Eficiență Energetică, Ediția a II-a, 24-26 Oct., 2000, Cluj-Napoca, pp. 1-7;
- [ConN_7] Buta, A., **Pană, A.**, Milea, L., Ciobanu, N., *Factorul de putere - indicator de calitate a energiei electrice consumate*, Al IV-lea Simpozion Național - Calitatea Energiei Electrice - CEE 2001, 4-5 Oct., Târgoviște, pp. 117-124;
- [ConN_8] **Pană, A.**, Titihăzan, V., Buta, A., Stoian, C., *Considerații privind construcția și exploatarea liniilor electrice aeriene de medie tensiune cu conductoare izolate*, Simpozionul Național - Siguranța în Funcționare a Sistemului Energetic - SIG 2001, Ediția a XVII-a, 26-28 Sept., Deva, pp. 458-467;
- [ConN_9] Buta, A., **Pană, A.**, Milea, L., *Calitatea energiei electrice - direcție prioritară de formare a specialiștilor în cadrul pregătirii prin studii aprofundate, master și doctorat*, Al IV-lea Simpozion Național - Calitatea Energiei Electrice - CEE 2001, 4-5 Oct., Târgoviște, pp. 221-225;
- [ConN_10] Buta, A., Dușa, V., Gheju, P., **Pană, A.**, Titihăzan, V., Chiosa, N., Ardelean, I., Neșin Verislava, *Reconsiderarea alimentării serviciilor proprii ale stațiilor rețelelor electrice de transport, o problemă de optimizare*, Al XVIII-lea Simpozion Național Siguranța în Funcționare a Sistemului Energetic - SIG 2003, 24-26 Sept., 2003, Oradea, pp. 155-162;
- [ConN_11] Chiosa, N., Ardelean, I., Neșin Verislava, Buta, A., Dușa, V., Gheju, P., **Pană, A.**, Titihăzan, V., *Asigurarea calității energiei electrice livrate serviciilor proprii ale stațiilor rețelelor de transport din terțiarul autotransformatoarelor*, Al XVIII-lea Simpozion Național - Siguranța în Funcționare a Sistemului Energetic - SIG 2003, 24-26 Sept., 2003, Oradea, pp. 163-167;
- [ConN_12] Ardelean, I., Buta, A., **Pană, A.**, *Considerații asupra oportunității menținerii rotirilor de fază pe unele linii electrice aeriene din rețeaua electrică de transport*, Al XIX-lea Simpozion Național - Siguranța în Funcționare a Sistemului Energetic - SIG 2005, 28-30 Sept., Sinaia, pp. 170-176;
- [ConN_13] **Pană, A.**, Băloi, Al., Molnar-Matei, F., *Aplicație MathCAD și simulare MATLAB-Simulink pentru circuite electrice trifazate cu sarcini dezechilibrate particulare*, Simpozionul Național de Electrotehnică Teoretică, 14 Dec., 2012, București, pp. 162-167, ISSN 2067-4147 (online);
- [ConN_14] Bucatariu Iona, Buta, A., **Pană, A.**, *Comportarea rețelelor de distribuție prevăzute cu compensare capacitivă serie și paralel în condițiile poluării armonice*, Simpozionul Național de Electrotehnică Teoretică, 12-14 Mai, 2005, București, ISBN 973-618-268-5, pp. 274-279.

Bibliografie la Direcția tematică 1. Transfigurarea rețelelor electrice de distribuție

- [D1_1] Mekhamer, S., F., Soliman, S., A., Mostafa, M., A., El-Hawary, M., E., *Load Flow Solution of Radial Distribution Feeders: A New Approach*, Power Tech Conference, 10th-13th September, 2001, Porto, Portugal.
- [D1_2] Ghosh, S., Das, D., *Method for Load Flow Solution of Radial Distribution Networks*, IEE Proceedings on Generation, Transmission and Distribution, 1999, vol.146, pp. 641-648;
- [D1_3] Goswami, S., K., Basu, S., K., *Direct Solution of Distribution Systems*, IEE Proc., C., 1991, Vol. 188, (1), pp. 78-88.
- [D1_4] Das, D, Nagi, H., S., Kothari, D., P., *Novel Method for Solving Radial Distribution Networks*, IEE Proceedings on Generation, Transmission and Distribution, 1994, vol.141, pp. 291-298.
- [D1_5] Bansal, R., C., *Optimization Methods for Electric Power Systems: An Overview*, International Journal of Emerging Electric Power Systems, Vol. 2, Article 1021, 2005.
- [D1_6] Pelissier, R., *Les réseaux d'énergie électrique*, Tome I, Dunod, Paris, 1971.
- [D1_7] Warnock, V., J., Kirpatrick, T., L., *Impact of Voltage Reduction on Energy and Demand: Phase II*, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. PWRS-1, No.2, 1986, pp. 92-98.
- [D1_8] Vempati, N., Shoults, R., R., Chen, M., S., Schwobel, L., *Simplified Feeder Modelling for Load Flow Calculations*, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. PWRS-2, 1987, No.1, pp. 168-174.
- [D1_9] Gupta, I., Gupta, H., O., Vasantha, M., K., *New Reduction Technique for Distribution Feeders*, Electric Machines and Power Systems, 1 July 1999, Vol. 2, No. , pp. 701-719.
- [D1_10] Jasmon, G., B., Lee, L., H., C., C., *Distribution Network Reduction for voltage Stability Analysis and Load Flow Calculations*, Electric Power and Energy Systems, Vol. 13, Feb. 1991, pp. 9-13.
- [D1_11] *** PowerWorld[®] Simulator - Version 7.0, Power World Corporation.

Bibliografie la Direcția tematică 2. Echilibrarea sarcinilor rețelelor electrice trifazate prin compensare capacitivă transversală dezechilibrată

- [D2_1] Dugan, R.C.; McGranaghan, M.F.; Beaty, H.W., *Electric Power Systems Quality*, 2nd ed.; McGraw-Hill Education: New York, NY, USA, 2006; ISBN 978-0071386227;
- [D2_2] Antonio, M.M. *Power Quality: Mitigation Technologies in a Distributed Environment*; Springer: London, UK, 2007; ISBN 978-1-84628-772-5.
- [D2_3] Ewald, F.F.; Mohammad, A.S.M. *Power Quality in Power Systems and Electrical Machines*; Elsevier Academic Press: London, UK, 2008; ISBN 978-0-08-055917-9.
- [D2_4] Steinmetz, C. P., *Theory and Calculation of Electrical Apparatus*; McGraw Hill Book Company: New York, NY, USA, 1917.
- [D2_5] Grandpierre, M.; Trannoy, B. *A stationary power device to rebalance and compensate reactive power in three-phase network*. In Proceedings of the 1977 IAS Annual Conference, Los Angeles, CA, USA, 2–6 October 1977; pp. 127–135.
- [D2_6] Klinger, G.C., *Kompensation und symmetrierung fur Mehrphasensysteme mit beliebigen Spanungsverlauf*. *ETZ Arch.*, **1979**, H.2, 57–61.
- [D2_7] Gyugyi, L.; Otto, R.; Putman, T. *Principles and applications of static thyristor-controlled shunt compensators*, IEEE Trans. Power Appl. Syst. **1978**, PAS-97, 1935–1945, doi:10.1109/TPAS.1978. 354690.
- [D2_8] Miller, J.E. *Reactive Power Control in Electric Systems*; John Wiley & Sons: New York, NY, USA, 1982.
- [D2_9] Gueth, G.; Enstedt, P.; Rey, A.; Menzies, R.W., Individual phase control of a static compensator for load compensation and voltage balancing. *IEEE Power Eng. Rev.* **1987**, 2, 898–905, doi:10.1109/MPER.1987.5526892.

- [D2_10] Czarnecki, L.S. Reactive and unbalanced currents compensation in three-phase asymmetrical circuits under nonsinusoidal conditions. *IEEE Transactions on Instrumentation and Measurement* **1989**, 38, 754-759, doi: 10.1109/19.32187
- [D2_11] Czarnecki, L.S. Minimization of unbalanced currents in three-phase asymmetrical circuits with nonsinusoidal voltage. *IEE Proc. B Electr. Power Appl.* **1992**, 139, 347-354, doi:10.1049/ip-b.1992.0041.
- [D2_12] Lee, S.Y.; Wu, C.J. On-line reactive power compensation schemes for unbalanced three-phase four wire distribution systems. *IEEE Trans. Power Deliv.* **1993**, 8, 1235-1239, doi:10.1109/61.248308.
- [D2_13] Czarnecki, L.S. Supply and loading quality improvement in sinusoidal power systems with unbalanced loads supplied with asymmetrical voltage. *Arch. Elektrotech.* **1994**, 77, 169-177, doi:10.1007/BF01573892.
- [D2_14] Czarnecki, L.S.; Hsu, S.M. Thyristor controlled susceptances for balancing compensators operated under nonsinusoidal conditions. *IEE Proc. Electr. Power Appl.* **1994**, 141, 177-185, doi:10.1049/ip-epa:19949984.
- [D2_15] Czarnecki, L.S.; Hsu, S.M.; Chen, G. Adaptive balancing compensator. *IEEE Trans. Power Deliv.* **1995**, 10, 1663-1669, doi:10.1109/61.400954.
- [D2_16] Oriega de Oliveira, L.C.; Barros Neto, M.C.; de Souza, J.B. Load compensation in four-wire electrical power systems. In Proceedings of the International Conference on Power System Technology, Perth, WA, Australia, 4-7 December 2000; pp. 1575-1580.
- [D2_17] Arendse, C.; Atkinson-Hope, G. Design of a Steinmetz Symmetrizer and application in unbalanced network. In Proceedings of the 45th International Universities Power Engineering Conference UPEC2010, Cardiff, Wales, 31 Aug.-3 Sept. 2010, pp. 1-6.
- [D2_18] Lee, S.-Y.; Wu, C.-J.; Chang, W.-N. A compact control algorithm for reactive power compensation and load balancing with static VAR compensator. *Electr. Power Syst. Res.* **2001**, 58, 63-70, doi:10.1016/S0378-7796(01)00127-4.
- [D2_19] Mayordomo, J.G.; Izzeddine, M.; Asensi, R. Load and voltage balancing in harmonic power flows by means of static var compensators. *IEEE Trans. Power Deliv.* **2002**, 17, 761-769, doi:10.1109/TPWRD.2002.1022801.
- [D2_20] Grünbaum, L.; Petersson, A.; Thorvaldsson, B. FACTS improving the performance of electrical grids. In *ABB Review (Special Report on Power Technologies)*; ABB Group: Zürich, Switzerland, 2003; pp. 13-18.
- [D2_21] Dixon, J.; Morán, L.; Rodríguez, J.; Domke, R. Reactive power compensation technologies, state of-the-art review. *Proc. IEEE* **2005**, 93, 2144-2164, doi:10.1109/JPROC.2005.859937.
- [D2_22] Quintela, F.R.; Arevalo, J.M.G.; Redondo, R.C. Power analysis of static VAR compensators. *Int. J. Electr. Power Energy Syst.* **2008**, 30, 376-382, 2008, doi:10.1016/j.ijepes.2007.12.00.
- [D2_23] Said, I.K.; Pirouti, M. Neural network-based load balancing and reactive power control by static VAR compensator. *Int. J. Comput. Electr. Eng.* **2009**, 1, 25-31, doi:10.7763/IJCEE 2009.V1.5.
- [D2_24] Xu, Y.; Tolbert, L.M.; Kueck, J.D.; Rizy, D.T. Voltage and current unbalance compensation using a static var compensator. *IET Power Electr.* **2010**, 3, 977-988, doi:10.1049/iet-pel.2008.0094.
- [D2_25] Jeon, S.-J.; Willens, J.L. Reactive power compensation in multi-line systems under sinusoidal unbalanced conditions. *Int. J. Circuit Theory Appl.* **2011**, 39, 211-224, doi:10.1002/cta.629.
- [D2_26] **Pană, A.**, Băloi, A., Molnar-Matei, F., *Experimental Validation of Power Mechanism for Load Balancing Using Variable Susceptances in Three Phase Four-Wire Distribution Networks*, EUROCON 2007 - The International Conference on "Computer as a Tool", 09-12 Sept., 2007, Warsaw, Poland, pp. 1567-1572, ISBN 978-1-4244-0812-2, WOS:000257261900192, doi:10.1109/EURCON. 2007.4400415;
- [D2_27] **Pană, A.**, Băloi, A., Molnar-Matei, F., *Load Balancing by Unbalanced Capacitive Shunt Compensation – A Numerical Approach*, ICHQP – International Conference on Harmonics and

- Quality of Power, Bergamo, Italia, 2010, 26-29 Sept., pp. 1–6, doi:10.1109/ICHQP.2010. 5625387, ISBN 978-1-4244-7245-1;
- [D2_28] Pană, A. Active load balancing in a three-phase network by reactive power compensation. In *Power Quality — Monitoring, Analysis and Enhancement*; Zobaa, A., Ed.; InTech—Open Access Publisher: Rijeka, Croatia, 2011; pp. 219–254, doi:10.5772/17305.
- [D2_29] Sun, Q.; Zhou, J.; Liu, X.; Yang, J. A novel load-balancing method and device by intelligent grouping compound switches-based capacitor banks shunt compensation. *Math. Probl. Eng.* **2013**, *2013*, 11pp, doi:10.1155/2013/347361.
- [D2_30] Hingorani, N.G.; Gyugyi, L. *Understanding FACTS. Concepts and Technology of Flexible AC Transmission Systems*; Wiley-IEEE Press: Hoboken, NJ, USA, 2000, doi:10.1109/9780470546802.
- [D2_31] Lee, S.-Y.; Wu, C.-J. Reactive power compensation and load balancing for unbalanced three-phase four-wire system by a combined system of an svc and a series active filter. *IEE Proc. Electr. Power Appl.* **2000**, *147*, 563–578, doi:10.1049/ip-epa:20000722.
- [D2_32] Haque, M.H. Compensation of distribution system voltage sag by DVR and DSTATCOM. In Proceedings of the IEEE Porto Power Tech Proceedings, Porto, Portugal, 10–13 September 2001; pp. 10–13, doi:10.1109/PTC.2001.964609.
- [D2_33] Wang, B.; Cathey, J.J. DSP—Controlled, Space-Vector PWM, Current Source Converter for STATCOM application. *Electr. Power Syst. Res.* **2003**, *67*, 123–131, doi:10.1016/S0378-7796(03)00075-0.
- [D2_34] Dixon, J.; del Valle, Y.; Orchard, M.; Ortuzar, M.; Moran, L.; Maffrand, C. A full compensating system for general loads, based on a combination of thyristor binary compensator, and a PWM-IGBT active power filter. *IEEE Trans. Ind. Electron.* **2003**, *50*, 982–989, doi:10.1109/TIE.2003.817604.
- [D2_35] Nguyen, P.T.; Saha, T.K. Dynamic voltage restorer against balanced and unbalanced voltage sags: Modeling and simulation. In Proceedings of the Power Engineering Society General Meeting, Denver, CO, USA, 6–10 June 2004; Volume 2, doi:10.1109/PES.2004.1372883.
- [D2_35] Nielsen, J.G.; Newman, M.; Nielsen, H.; Blaabjerg, F. Control and testing of a dynamic voltage restorer (dvr) at medium voltage level. *IEEE Trans. Power Electron.* **2004**, *3*, 806–813, doi:10.1109/TPEL.2004.826504.
- [D2_37] Mienski, R.; Pawelek, R.; Wasiak, I. Shunt compensation for power quality improvement using a STATCOM controller: Modeling and simulation. *IEE Proc. Gener. Transm. Distrib.* **2004**, *274*–*280*, doi:10.1049/ip-gtd:20040053.
- [D2_38] Pakdel, M.; Farzaneh-Fard, H. A control strategy for load balancing and power factor correction in three-phase four-wire systems using a shunt active power filter. In Proceedings of the IEEE International Conference on Industrial Technology ICIT 2006, Mumbai, India, 15–17 December 2006; pp. 579–584, doi:10.1109/ICIT.2006.372230.
- [D2_39] Akagi, H.; Fujita, H.; Yonetani, S.; Kondo, Y. A 6.6-kV transformerless STATCOM based on a five-level diode-clamped PWM converter: System design and experimentation of a 200-V, 10-kVA laboratory model. *IEEE Trans. Ind. Appl.* **2008**, *44*, 672–680, doi:10.1109/TIA.2008.916713.
- [D2_40] Singh, B.N.; Saha, R.; Chandra, A.; Al-Haddad, K. Static synchronous compensators (STATCOM): A review. *IET Power Electron.* **2009**, *2*, 297–324, doi:10.1049/iet-pel.2008.0034.
- [D2_41] Mishra, M.K.; Karthikeyan, K., *An investigation on design and switching dynamics of a voltage source inverter to compensate unbalanced and nonlinear loads*, *IEEE Trans. Ind. Electron.* **2009**, *56*, 2802–2810, doi:10.1109/TIE.2008.2007999.
- [D2_42] Lee, W.C.; Lee, D.M.; Lee, T.K., *New control scheme for a unified power-quality compensator-q with minimum active power injection*, *IEEE Trans. Power Deliv.* **2010**, *25*, 1068–1076, doi:10.1109/TPWRD.2009.2031556.

- [D2_43] Capitanescu, F.; Wehenkel, L., *Redispatching active and reactive powers using a limited number of control actions*, *IEEE Trans. Power Syst.* **2011**, 26, 1221–1230, doi:10.1109/TPWRS.2010.2102371.
- [D2_44] Win, T.S.; Hiraki, E.; Okamoto, M.; Lee, S.R.; Tanaka, T., *Constant DC capacitor voltage control based strategy for active load balancer in three-phase four-wire distribution system*, Proceedings of the 2013 International Conference on Electrical Machines and Systems (ICEMS), Busan, Korea, 26–29 October 2013; pp. 1560–1565, doi:10.1109/ICEMS.2013.6713281.
- [D2_45] Fu, X.; Chen, H.; Mo, W., *Dynamic voltage restorer based on active hybrid energy storage system*, Proceedings of the 2014 IEEE PES Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference (APPEEC), Hong Kong, China, 7–10 December 2014; pp. 1–4, doi:10.1109/APPEEC.2014.7066155.
- [D2_46] Hingorani, N.G., *Introducing custom power devices*, *IEEE Spectr.* **1995**, 32, 41–48, doi:10.1109/6.387140.
- [D2_47] Ghosh, A., *Power Quality Enhancement Using Custom Power Devices*; Springer: New York, NY, USA, 2002; ISBN 978-1-4020-7180-5.
- [D2_48] Crow, M.L., *Power quality enhancement using custom power devices*, *IEEE Power Energy Mag.* **2004**, 2, 50, doi:10.1109/MPAE.2004.1269618.
- [D2_49] Domijan, A., Jr.; Montenegro, A.; Kern, A.J.F.; Mattern, K.E., *Custom power devices: An interaction study*, *IEEE Trans. Power Syst.* **2005**, 20, 1111–1118, doi:10.1109/TPWRS.2005.846101.
- [D2_50] Gupt, S.; Dixit, A.; Mishra, N.; Singh, S.P., *Custom power devices for power quality improvement: A review*. *Int. J. Res. Eng. Appl. Sci.* **2012**, 2, 1646–1659, ISSN 2249-3905.

Bibliografie la Direcția tematică 3. Evaluarea nesimetriilor de impedanță în rețelele electrice trifazate și a efectelor acestora

- [D3_1] W.H. Kersting, *Distribution System Modeling and Analysis*, CRC Press, Boca Raton, USA, 2002.
- [D3_2] Laughton, M. A., *Analysis of Unbalanced Poly-phase Networks by the Method of Phase Coordinates*, IEE Proc., Vol. 115, No. 8, Aug. 1968.
- [D3_3] Laughton, M.A., *Analysis of unbalanced polyphase networks by the method of phase co-ordinates, Part 2. Fault analysis*. Proc. Inst. Electr. Eng. 1969, 116, 5.
- [D3_4] Chunju Fan, Kan Xu, Qi Liu, *A new decoupling method for double asymmetrical parameters*, IEEJ Transactions on Electrical and Electronic Engineering, Volume12, Issue2, March 2017, Pages 161-168. -circuit trans
- [D3_5] M. Harry Hesse, *Circulating Current in Paralleled Untransposed Multicircuit Lines: I-Numerical Evaluations*, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. Pas-85, No. 7 July 1966.
- [D3_6] M. Harry Hesse, *Circulating Current in Paralleled Untransposed Multicircuit Lines: II-Methods for Estimating Current Unbalance*, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. Pas-85, No. 7 July 1966.
- [D3_7] Hesse, M.H.; Sabath, J., *EHV Double-Circuit Untransposed Transmission Line-Analysis and Tests*, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, Vol. PAS-90, No. 3, pp. 984 – 992, 1971.
- [D3_8] J.C.M. Vieira Jr., W. Freitas, A. Morelato, *Phase-decoupled method for three-phase power-flow analysis of unbalanced distribution systems*, IEE Proceedings. Generation, Transmission and Distribution 151 (6) (2004) 568–574.
- [D3_9] Jinxi Ma; Fortin, S.; Dawalibi, F.P, *Analysis and Mitigation of Current Unbalance Due to Induction in Heavily Loaded Multicircuit Power Lines*, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 19, No. 3, pp. 1378 – 1383, 2004.
- [D3_10] P. Kulkarni, R. Gajbhiye, S. A. Soman, *Generic Fault Analysis in Phase Coordinates*, The 7th International Power Engineering Conference, 2005, IPEC 2005, Pages 1052-1057.

- [D3_11] L. Hulka, U. Klapper, M. Pütter, W. Wurzer, *Measurement of Line Impedance and Mutual Coupling of Parallel Lines to Improve the Protection System*, CIRED 20th International Conference on Electricity Distribution Prague, 8-11 June 2009, Paper 0504.
- [D3_12] Prabodha Paranavithana, Sarath Perera and Danny Sutanto, *Impact of Untransposed 66kV Sub-transmission Lines on Voltage Unbalance*, Australasian Universities Power Engineering Conference, AUPEC, Paper 28, Melbourne-Australia, Dec. 2006.
- [D3_13] L. Pavlov, L. Skurcak, J. Chovanec, J. Altus, *Impact of impedance unbalance on the efficiency of electricity transmission and distribution - A case study*, Journal of Electrical Engineering, vol. 68 (2017), no. 6, 492–495.
- [D3_14] J.M. Roldan-Fernandez, Francisco M. Gonzalez-Longatt, José Luis Rueda and H. Verdejo, *Modelling of Transmission Systems Under Unsymmetrical Conditions and Contingency Analysis Using DIGSILENT PowerFactory*, Chapter 2 in *PowerFactory Applications for Power System Analysis*, F.M. Gonzalez-Longatt and J. Luis Rueda (eds.), Power Systems, Springer International Publishing Switzerland 2014, DOI 10.1007/978-3-319-12958-7_2.
- [D3_15] H. Renner, *Voltage unbalance emission assessment*, in *Proc. Elect. Power Quality Supply Reliability Conf.*, June 2010, pp. 43-48.
- [D3_16] D. Bellan, *Coupling of Three-Phase Sequence Circuits Due to Line and Load Asymmetries*, in *Proc. 3rd NAUN International Conference on Circuits, Systems, Communications, Computers and Applications*, Florence, Italy, Nov. 22-24, 2014, pp. 127-131
- [D3_17] D. Bellan, G. Superti-Furga, and S. A. Pignari, *Circuit representation of load and line asymmetries in three-phase power systems*, International Journal of Circuits, Systems and Signal Processing, 9, 75-80, 2015.
- [D3_18] Diego Bellan, *Approximate Circuit Model for Zero-Sequence Current Estimation in Asymmetrical Three-Wire Power Networks*, ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences, Vol. 11, No. 23, December 2016, ISSN 1819-6608.
- [D3_19] Youssef, K.H.; Abouelenin, F.M., *Analysis of simultaneous unbalanced short circuit and open conductor faults in power systems with untransposed lines and six-phase sections*, Alexandria Engineering Journal (Elsevier), 2016, 55, pp. 369–377.
- [D3_20] R. Muzzammel, U. Tahir, *Analytical behaviour of line asymmetries in three phase power systems*, 2017 International Symposium on Recent Advances in Electrical Engineering (RAEE), Conference Paper, October 2017, DOI: 10.1109/RAEE.2017.8246143.
- [D3_21] **Pană, A.**, Băloi, A., *Numerical Evaluation of the Effects of the Impedances and Admittances Asymmetry at a Double Circuit HVAC Overhead Line*, In: Proc of the EUROCON 2015 - International Conference on Computer as a Tool, Salamanca, Spain, 8-11 Sept. 2015, pp. 1-7; DOI: 10.1109/EUROCON.2015.7313747;
- [D3_22] **Pană, A.**, Băloi, A., Molnar-Matei, F., *Numerical evaluation of the effects of phase admittances asymmetry at HVAC overhead lines*, XIIth International School on Nonsinusoidal Currents and Compensation, ISNCC 2015, Łagów, Poland, 2015, 15-18 June, pp.1-6, ISBN 978-1-4799-8416-9; DOI: 10.1109/ISNCC.2015.7174702;
- [D3_23] **Pană, A.**, Băloi, A., Molnar-Matei, F. et al, *Numerical Evaluation of the Effects of Phase Impedance Asymmetry at an Untransposed Overhead Transmission Line*, In: Proc. of the CIGRE Regional South-East European Conference - RSEEC 2016 (3rd edition), Bucharest, Romania, 10-12 Oct. 2016, pp. 1-6;
- [D3_24] J. R. Carson, *Wave propagation in overhead wires with ground return*, Bell System Technical Journal, vol. 5, New York, 1926.
- [D3_25] W.H. Kersting, R.K. Green, *The application of Carson's equation to the steady-state analysis of distribution feeders*, Power Systems Conference and Exposition (PSCE), 2011 IEEE/PES, 20-23 March 2011, Phoenix, AZ, USA, pp. 1-6)

- [D3_26] H. Keshtkar, S. Khushalani Solanki, J.M. Solanki, *Improving the Accuracy of Impedance Calculation for Distribution Power System*, (IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 29, Aug. 2013, pp. 570 - 579)
- [D3_27] T.F.R.D. Martins, A.C.S. Lima and S. Carneiro Jr., *Effect of approximate impedance formulae on the accuracy of transmission line modeling*, (IET Gen. Transm. Distrib., vol. 1, no. 4, 2007, pp. 534 -539).
- [D3_28] G. Kron, *Tensorial analysis of integrated transmission systems, Part I, the six basic reference frames*, AIEE Trans., vol. 71, 1952.
- [D3_29] **Pană, A.**, *Active Load Balancing in a Three-Phase Network by Reactive Power Compensation*, Chapter 11 in *Power Quality Monitoring, Analysis and Enhancement*, edited by A. Zobaa, M.M. Canteli and R. Bansal (InTech Europa, open access publisher, Rijeka, Croatia, 2011).

Bibliografie la Direcția tematică 4. Evaluarea impedanțelor armonice în rețelele electrice poluate armonice

- [D4_1] *The roumanian questionnaire on the problem of reactive power* (English edition published by the A.T.E.E., Oct. 1928);
- [D4_2] Budeanu, C. I., *Puissances reactives et fictives*, Institut Roumain de l'Energie, Bucharest, Romania, 1927;
- [D4_3] Das, J. C., *Power system harmonics and passive filter design*, Published by John Wiley & Sons, Inc., Hoboken, New Jersey, 2015, ISBN 978-1-118-86162-2;
- [D4_4] Robert A., Deflandre T, Goupe de Travail CCO2, *Guide pour l'évaluation de l'impedance harmonique du réseau*, ELECTRA No.167, Août 1996, pp. 96÷135;
- [D4_5] Robert A., Groupe d'Action Commun 01 des Groupes de Travail 14.03 et CCO2, *Raccordement aux réseaux à haute tension des installations produisant des harmoniques avec référence particulière aux liaisons à courant continu*, *Guide pour la limitation des effets des tensions harmoniques*, ELECTRA no.149, Août 1993, pp. 72-86;
- [D4_6] Arie A., Neaguș G., Golovanov Carmen, Golovanov N., *Poluarea cu armonici a sistemelor electroenergetice funcționând în regim permanent simetric*, Editura Academiei Române, București 1994,
- [D4_7] Chiuță I., Conecini I., *Compensarea regimului energetic deformant*, Editura Tehnică, București 1989,
- [D4_8] Arrillaga J, Bradley, D., A, Bodger P, S, *Power System Harmonics*, John Wiley&Sons, New York, 1985,
- [D4_9] Kimbark, E, W, *Direct current transmission*, volume I, Wiley - Interscience, New York, 1971,
- [D4_10] Șora C., *Bazele Electrotehnicii*, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1976;
- [D4_11] Timotin A., Hotopan V., Ifrim A., Preda M., *Lecții de bazele Electrotehnicii*, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1970;
- [D4_12] Nemeș M., *Sisteme electrice de putere*, Editura "Politehnică", Timișoara, 1998;
- [D4_13] Marchal G. H., Poncelet R., *Transport et distribution de l'énergie électrique*, Presses universitaires de Bruxelles, 1972;
- [D4_14] A. Robert, T. Deflandre, Joint CIGRE/CIRED Working Group CC02: "A guide for assessing the network harmonic impedance". Int. Conf. Electricity Distribution (CIRED'97), Birmingham, UK, June 2–5, 1997, Paper 2.3.
- [D4_15] O. Gonbeau, L. Berthet, J.L. Javerzac, D. Boudou: "Method to determine contribution of the customer and the power system to the harmonic disturbance". Proc. of XVII International Conference on Electricity Distribution CIRED'2003, Barcelona, 2003.

- [D4_16] F. Zhenyu, E. Johan: “Harmonic Impedance Analysis in the Presence of Static Var Compensator (SVC)”, Power Systems Conference and Exposition, 2006. PSCE '06. 2006 IEEE PES, Oct., Novemb., 2006, pp. 1485 – 1492
- [D4_17] B. Palethorpe, M. Sumner, D.W.P. Thomas: “System impedance measurement for use with active filter control”. Power Electronics and Variable Speed Drives, 2000. Eighth International Conference on, IEE Conf. Publ., no. 475, 2000.
- [D4_18] C. Li, W. Xu, T. Tayjasananant: “A 'Critical Impedance'--based method for identifying harmonic sources”, IEEE Trans. Power Delivery, 19(2), April 2004.
- [D4_19] *IEEE Recommended Practice and Requirements for Harmonic Control in Electric Power Systems*, IEEE Std. 519–2014; IEEE: New York, NY, USA, 2014.
- [D4_20] *Electromagnetic Compatibility (EMC)—Part 3–6: Limits—Assessment of Emission Limits for the Connection of Distorting Installations to MV, HV and EHV Power Systems*, IEC 61000-3-6; International Electrotechnical Commission (IEC): Geneva, Switzerland, 2008.
- [D4_21] Dolara, A.; Leva, S., *Power Quality and Harmonic Analysis of End User Devices*, Energies 2012, 5, 5453–5466.
- [D4_22] W. Xu and Y. Liu, “A method for determining customer and utility harmonic contributions at the point of common coupling,” IEEE Trans. Power Del., vol. 15, no. 2, pp. 804–811, Apr. 2000.
- [D4_23] T. Pfajfar, B. Blažič, and I. Papič, “Methods for estimating customer voltage harmonic emission levels,” presented at the Int. Conf. on Harmonic and Quality Power, Wollongong, Australia, Sep. 2008.
- [D4_24] E. E. Nino and W. Xu, “Measurement of harmonic sources in three wire single-phase supply systems,” IEEE Trans. Power Del., vol. 22, no. 4, pp. 2527–2533, Oct. 2007.
- [D4_25] CIGRE 36.05/CIREN 2 Joint Working Group CC02, “Review of methods for measurement and evaluation of the harmonic emission level from an individual distorting load,” 1998, Voltage Quality Rep.
- [D4_26] H. Yang, P. Pirotte, and A. Robert, “Assessing the harmonic emission level from one particular customer,” presented at the Int. Conf. Power Quality, Amsterdam, The Netherlands, 1994.
- [D4_27] H. Yang, P. Pirotte, and A. Robert, “Comparison between emission limit and emission level after commissioning of a non linear load,” presented at the Int. Conf. Electricity Distribution, Brussels, Belgium, May 1995.
- [D4_28] W. Zhang and H. Yang, “A method for assessing harmonic emission level based on binary linear regression,” in Proc. CSEE (in Chinese), Jun. 2004, vol. 24, pp. 50–54, 6.
- [D4_29] Y. Xu, S. Huang, and Y. Liu, “Partial least-squares regression based harmonic emission level assessing at the point of common coupling,” presented at the Int. Conf. Power System Technology, Chongqing, China, Oct. 2006.
- [D4_30] Langella, R.; Testa, A., *A New Method for Statistical Assessment of the System Harmonic Impedance and of the Background Voltage Distortion*, In Proceedings of the International Conference on Probabilistic Methods Applied to Power Systems, Stockholm, Sweden, 11–15 June 2006; pp. 1–7.
- [D4_31] Hui, J.; Yang, H.G., *Assessing utility harmonic impedance based on the covariance characteristic of random vectors*, IEEE Trans. Power Deliv. 2010, 25, 1778–1786.
- [D4_32] Zang, T.L.; He, Z.Y.; Wang, Y., *A Piecewise Bound Constrained Optimization for Harmonic Responsibilities Assessment under Utility Harmonic Impedance Changes*, Energies 2017, 10, 936.
- [D4_33] Girgis, A.A.; Mcmanis, R.B., *Frequency domain techniques for modeling distribution or transmission networks using capacitor switching induced transients*, IEEE Trans. Power Deliv. 1989, 4, pp. 1882–1890.
- [D4_34] Nagpal, M., Xu, W., Sawada, J., *Harmonic impedance measurement using three-phase transients*, IEEE Trans. Power Deliv. 13(1), January 1998, 272–277.

- [D4_35] Gretsch, R., Neubauer, M., *System impedances and background noise in the frequency range 2 kHz to 9 kHz*, Eur. Trans. Electr. Power 1998, 8, 369–374.
- [D4_36] Sumner, M.; Palethorpe, B.; Thomas, D.W.P., *A technique for power supply harmonic impedance estimation using a controlled voltage disturbance*, IEEE Trans. Power Electron. 2002, 17, 207–215.
- [D4_36] Xu, W.; Ahmed, E.E.; Zhang, X., *Measurement of network harmonic impedances: Practical implementation issues and their solutions*, IEEE Trans. Power Deliv. no. 17(1), January 2002, pp. 210–216.
- [D4_38] Sumner, M.; Palethorpe, B.; Thomas, D.W.P., *Impedance measurement for improved power quality - Part 1: The measurement technique*, IEEE Trans. Power Deliv. 2004, 19, 1442–1448.
- [D4_39] A. Menchetti, R. Sasdelli: "Measurement Problems in Power Quality Improvement", European Trans. On Electric Power, no. 4(5), 1994.
- [D4_40] Z. Staroszczyk: "A Method for Real-Time, Wide-Band Identification of the Source Impedance in Power Systems". IEEE Trans. Instrum. Meas., vol. 54, no. 1, Feb. 2005, pp. 377 - 385.
- [D4_41] J. Arrilaga, N. R. Watson: Power system harmonics. Chichester: John Wiley & Sons, Ltd, 2003.
- [D4_42] W. Wiechowski: "Validation techniques of network harmonic models based on switching of a series linear component and measuring resultant harmonic increments". 9th International Conference on Electrical Power Quality and Utilisation, 2007, Barcelona, Spain.
- [D4_43] P. Bettini, A. De Lorenzi: "400-kV-Network Harmonic Impedance Evaluation from Harmonic Distortion Measurements at RFX Site". European Trans. on Electric Power, 8 (1), February 1998.
- [D4_44] Yang, H.G.; Pirote, P.; Robert, A., *Harmonic emission levels of industrial loads statistical assessment*, in Proc. CIGRE 1996, pp. 36–306.
- [D4_45] Huang, X.; Nie, P.; Gong, H., *A new assessment method of customer harmonic emission level*, Proceedings of the Asia-Pacific Power and Energy Engineering Conference (APPEEC 2010), Chengdu, China, 28–31 March 2010; pp. 1–5.
- [D4_46] Xiao, X.Y.; Yang, H.G., *The method of estimating customer's harmonic emission level based on bilinear regression*, In Proceedings of the IEEE International Conference on Electric Utility Deregulation, Restructuring and Power Technologies, Hong Kong, China, 5–8 April 2004; pp. 662–665.
- [D4_47] Hui, J.; Freitas, W.; Vieira, J.C.M., *Utility harmonic impedance measurement based on data selection*, IEEE Trans. Power Deliv. 2012, 27, 2193–2202.
- [D4_48] Tang, B.; Ma, S.; Lin, S.F.; Chen, G.; Fu, Y., *Harmonic current emission level assessment of residential loads based on impedance-gathering trend*, Int. Trans. Electr. Energy Syst. 2017, 27, e2337.
- [D4_48] Borkowski, D., *A new method for noninvasive measurement of grid harmonic impedance with data selection*, Int. Trans. Electr. Energy Syst. 2015, 25, 3772–3791.
- [D4_50] Borkowski, D.; Wetula, A.; Bien, A., *New method for noninvasive measurement of utility harmonic impedance*, In Proceedings of the Power and Energy Society General Meeting, San Diego, CA, USA, 22–26 July 2012; pp. 1–8.
- [D4_51] Zhao, X.; Yang, H.G., *A New Method to Calculate the Utility Harmonic Impedance Based on FastICA*, IEEE Trans. Power Deliv. 2016, 31, 381–388.
- [D4_52] Karimzadeh, F.; Esmaeili, S.; Hossein, H.S., *Method for determining utility and consumer harmonic contributions based on complex independent component analysis*, IET Gener. Transm. Distrib. 2016, 10, 526–534.
- [D4_53] D. Borkowski: *Estimation of power system spectral parameters with coherent resampling*, Ph.D. dissertation, Measurement Department, AGH University of Science and Technology, Kraków, Poland, 2007.

- [D4_54] A. Bień, D. Borkowski, A. Wetula: “Estimation of power system parameters based on load variance observations - laboratory studies”, 9th International Conference on Electrical Power Quality and Utilisation, 2007, Barcelona, Spain.
- [D4_55] Duda, K., Borkowski, D., Bień, A., *Computation of the Network Harmonic Impedance with Chirp-Z Transform*, Metrology and Measurement Systems, 2009, Polish Academy of Sciences, Index 330930, ISSN 0860-8229.
- [D4_56] D. Borkowski, A. Bien: “Improvement of accuracy of power system frequency analysis by coherent resampling”, Accepted to appear in IEEE Trans. Power Delivery, vol. 24, issue 2.
- [D4_57] Mazin, H.E.; Xu, W.; Huang, B., *Determining the Harmonic Impacts of Multiple Harmonic—Producing Loads*, IEEE Trans. Power Deliv. 2011, 26, 1187–1195.
- [D4_58] A. Ferrero, R. Ottoboni: “A low-cost frequency multiplier for synchronous sampling of periodic signals”, IEEE Trans. Instrum. Meas., vol. 41, no. 2, pp 203 - 207, April 1992.
- [D4_59] H. Karimi, M. Karimi-Ghartemani, M. R. Iravani: “Estimation of frequency and its rate of change for applications in power system”, IEEE Trans. Power Delivery, vol. 19, no. 2, April 2004, pp. 472–480.
- [D4_60] J. Borkowski: “LIDFT - The DFT Linear Interpolation Method”. IEEE Trans. Instrumentation and Measurement, no. 49(4), 2000.
- [D4_61] M. Sedlacek, M. Titera: “Interpolations in frequency and time domains used in FFT spectrum analysis”, Measurement, no. 23, July;
- [D4_62] Testing and Measurement Techniques—Section 7: General Guide on Harmonics and Interharmonics Measurement and Instrumentation for Power Supply Systems and Equipment Connected Thereto, Standard IEC 61000-4-7, Ed. 2002.
- [D4_63] D. Borkowski: “Numerical aspects of power system modelling targeted at simulation study of non-invasive power system impedance measurement method”. 8th Int. Conf. on Electrical Power Quality and Utilisation, Cracow, Poland, September 2005.
- [D4_64] M. Aiello, A. Cataliotti, V. Cosentino, S. Nuccio: “Synchronization Techniques for Power Quality Instruments”. IEEE Trans. Instrum. Meas., vol. 56, no. 5, Oct. 2007, pp. 1511–1519.
- [D4_65] M. Aiello, A. Cataliotti, S. Nuccio: “A chirp-z transform-based synchronizer for power system measurements”. IEEE Trans. Instrum. Meas., vol. 54, no. 3, Jun. 2005, pp. 1025–1032.
- [D4_66] M. Aiello, A. Cataliotti, S. Nuccio: “An induction motor speed measurement method based on current harmonic analysis with the chirp-z transform”. IEEE Trans. Instrum. Meas., vol. 54, no. 5, Oct. 2005, pp. 1811-1819.
- [D4_67] Liao, H.W.; Niebur, D., *Load profile estimation in electric transmission networks using independent component analysis*, IEEE Trans. Power Syst. 2003, 18, 707–715.
- [D4_68] Yu, X.C.; Hu, D., *Independent component analysis*, in book *Blind Source Separation Theory and Application*, 1st ed.; Zhang, Y.F., Ed.; Science Press: Beijing, China, 2011; pp. 65–67.
- [D4_69] Berckmoes, B.; Molenberghs, G., *Approximate Central Limit Theorems*, J. Theor. Probab. 2018, 31, 1–16.
- [D4_70] Xianyong Xiao, Xian Zheng, Ying Wang, Shuangting Xu, Zixuan Zheng, *A Method for Utility Harmonic Impedance Estimation Based on Constrained Complex Independent Component Analysis*, Energies 2018, 11, 2247; doi:10.3390/en11092247;
- [D4_71] Wei, L.; Rajapakse, J.C., *Constrained Independent Component Analysis*. Adv. Neural Inf. Process. Syst. 2001, 13, 570–576.
- [D4_72] Wang, P.; Goel, L.; Liu, X., *Harmonizing AC and DC: A Hybrid AC/DC Future Grid Solution*, IEEE Power Energy Mag. 2013, 11, 76–83.
- [D4_73] Hosseinzadeh, M.; Salmasi, F.R., *Robust Optimal Power Management System for a Hybrid AC/DC Micro-Grid*. IEEE Trans. Sustain. Energy 2015, 6, 675–687.

- [D4_74] *** *Compensation d'énergie reactive: mode d'emploi*, Electricité de France. *Les cahiers de l'ingénierie*, 1988;
- [D4_75] Buta, A., *Transportul și distribuția energiei electrice*, Centrul de multiplicare al Institutului Politehnic „Traian Vuia” Timișoara, 1991;
- [D4_76] Sztojanov, I., Pașca, S., *Analiza asistată de calculator a circuitelor electronice. Ghid practic PSpice*, Editura TEORA, București, 1997;
- [D4_77] Sfichi, R., *Calculul de dimensionare a unei instalații de filtrare-compensare în ipoteza egalității inductanțelor circuitelor filtrante*, Revista Energetica, vol. 44, nr. 4, seria B, 1996, pp. 180-183;
- [D4_78] R. C. Dugan, M. F. McGranaghan, H. W. Beaty, *Electric Power Systems Quality*, McGrawHill, New York, NY, USA, 2nd edition, 2006;
- [D4_79] Arrillaga, J., Watson, N., R., *Power System Harmonics*, John Wiley&Sons Ltd, 2003;
- [D4_80] Wang, Z., Chen, F. & Li, J. (2004), *Implementing transformer nodal admittance matrices into backward/forward sweep-based power flow analysis for unbalanced radial distribution systems*, IEEE Transactions on Power Systems, Vol. 19, Issue 4, pp 1831 – 1836;
- [D4_81] Bergen, A., Vittal, V., *Power Systems Analysis*, Prentice Hall, 2nd Ed., New Jersey, 2000;
- [D4_82] Sano, A., Furuta, K., *State Variable Methods in Automatic Control*, Wiley & Sons, 1988;
- [D4_83] Meliopoulus, A., P., Zhang, F., Zelinger, S., *Power system harmonic state estimation*, IEEE Transaction on Power Delivery, 1994, vol. 9, no. 3, pp 1701-1709;
- [D4_84] Martinon, J., Fauquembergue, P., Lachaume, J., *A state variable approach to harmonic disturbances in distribution networks*, Proceedings of The 7th ICHQP, Las Vegas, 1996, pp 293-298;
- [D4_85] Buta, A., **Pană, A.**, Ticula, E., 2003, *Application of the state variables method in the analysis of the distribution networks containing filtering – compensation devices*, Buletinul Științific al Universității „Politehnica” din Timișoara, seria Energetică, Tom 48(62), fasc. 1-2, Proceedings of the 5th Power Systems Conference - PSC 2003, Timisoara, Romania, pp. 117–122, ISSN 1582-7194;
- [D4_86] R. Zheng, M.H.J. Boolean, J. Zhong, *Harmonic Resonances due to a Grid-Connected Wind Farm*, Proceedings of 14th International Conference on Harmonics and Quality of Power, Bergamo, Italy, 26-29 September 2010, paper 1301;
- [D4_87] M. T. Au and J. V. Milanovic, *Planning Approaches for the Strategic Placement of Passive Harmonic Filters in Radial Distribution Networks*, IEEE Transactions on Power Delivery, vol. 22, No.1, January 2007;
- [D4_88] J. Barros, Matilde de Apraiz, R. I. Diego, *A virtual measurement instrument for electrical power quality analysis using wavelets*, Measurement, No. 42, 2009, pp. 298-307, Elsevier.
- [D4_89] W. Xu, E.E. Ahmed, X. Yhang, X. Liu, *Measurement of Network Harmonic Impedances: Practical Implementation Issues and Their Solutions*, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 17, No. 1, January 2002;
- [D4_90] J.C. de Oliveira, J.W. Resende, M.S. Miskulin, *Practical approaches for AC system harmonic impedance measurements*, IEEE Transactions on Power Delivery, Vol. 6, No. 10, October 1991;
- [D4_91] V. Cuk, J.F.G. Cobben, W.L. Kling, and P. F. Ribeiro, *Considerations on Harmonic Impedance Estimation in Low Voltage Networks*, Proceedings of The 15th International Conference on Harmonics and Quality of Power, 17-20 June 2012 (ICHQP 2012), Hong Kong, pp. 358-363.
- [D4_92] H. Hua, X. Jia, D. Cao and C. Zhao, *Practical Method to Determine the Harmonic Contribution of a Specific Harmonic Load*, Proceedings of The 15th International Conference on Harmonics and Quality of Power, 17-20 June 2012 (ICHQP 2012), Hong Kong, pp. 769-773.
- [D4_93] H. W. Dommel, *Digital computer solution of electromagnetic transients in single and multiple networks*, IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-88, no. 4, pp. 388-399, April 1969.

- [D4_94] A. Ramirez, J. L. Naredo, P. Moreno and L. Guardado, *Electromagnetic transients in overhead lines considering frequency dependence and corona effect via the method of characteristics*, International Journal of Electrical Power and Energy Systems, vol. 23, no. 3, pp. 179-188, March 2001.
- [D4_95] M. A. Freitas, S. Kurokawa, J. Pissolato, *Corona effect in frequency dependent transmission line models*, IEEE Latin America Transactions, vol. 9, no. 1, pp. 70-75, March 2011.
- [D4_96] F. Lu, S. You, Y. Liu and L. Zhu, *Harmonic wave analysis of conductor corona current based on wide frequency band measurement*, International Conference on Electrical and Control Engineering – ICECE 2011, 16-18 Sept. 2011, Yichang, China, pp. 2258-2261.
- [D4_97] J. Holtz and J. Klein, *The propagation of harmonic currents generated by inverter-fed locomotives in the distributed overhead supply system*, IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 4. no. 2, pp. 168-174, April 1989.
- [D4_98] J. Holtz and J. O. Krah, “Suppression of time-varying resonances in the power supply line of AC locomotives by inverter control”, IEEE Transactions on Industrial Electronics, vol. 39, no. 3, pp. 223-229, June 1992.
- [D4_99] M. Fracchia, A. Mariscotti and P. Pozzobon, *Track and traction line impedance expressions for deterministic and probabilistic voltage distortion analysis*, Proceedings of The 9th International Conference on Harmonics and Quality of Power, 01-04 Oct. 2000 (ICHQP 2000), Orlando, Florida USA, pp. 589-594.
- [D4_100] A. Dolara, M. Gualdoni, and S. Leva, *Effect of primary High Voltage supply lines on the High Speed AC Railways Systems*, Proceedings of The 14th International Conference on Harmonics and Quality of Power, 26-29 Sept. 2010 (ICHQP 2010), Bergamo, Italy, pp. 1-8.
- [D4_101] C. Șora, *Cuadripolul electric*, Editura Tehnică, București, 1964.
- [D4_102] K. N. Hasan, K. Rauma, A. Luna, J. I. Candela and P. Rodriguez, *Harmonic Resonance Study for Wind Power Plant*, International Conference on Renewable Energies and Power Quality (ICREPQ'12), Santiago de Compostela, Spain, 28-30 March, 2012.