

MINISTERUL ÎNVĂȚĂMÂNTULUI  
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMIȘOARA  
FACULTATEA DE ELECTROTEHNICĂ



ING. LILIANA IOANA OPREA

**CONTRIBUȚII LA DETERMINAREA SUPRATENSIUNILOR  
LA REANCLANȘAREA AUTOMATĂ RAPIDĂ A LINIILOR  
ELECTRICE AERIENE DE ÎNALTĂ TENSIUNE**

TEZĂ PENTRU OBTINEREA TITLULUI ȘTIINȚIFIC DE DOCTOR INGINER

BIBLIOTECA CENTRALĂ  
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"  
TIMIȘOARA

CONDUCĂTOR ȘTIINȚIFIC  
PROF. DR. ING. VIOREL NEGRU

1996



*Autoarea mulțumește și este profund recunoscătoare conducătorului științific prof. dr. ing. Viorel Negru, care printr-o îndrumare competentă și prin sprijinul acordat în clarificarea și orientarea domeniului de investigație, a influențat hotărâtor elaborarea prezentei lucrări.*

*Deasemenea își exprimă întreaga grațitudine colegilor de la Catedra de Electroenergetică a Universității "Politehnica" din Timișoara pentru discuțiile utile purtate și numeroasele schimburi de idei.*

*Pentru facilitarea accesului la bibliografie și la tehnică de calcul performantă autoarea mulțumește d-nului prof. dr. ing. Hermann W. Dommel, University of British Columbia, Vancouver, Canada și colectivului Catedrei Elektrische Energieversorgung, Universität-Gesamthochschule Paderborn, Germania, condus de d-nul Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jürgen Voss.*

## Cuprins

1. Introducere	pag. 3
2. Analiza procesului de reanclanșare automată rapidă (RAR) a liniei electrice aeriene (LEA)	pag. 7
2.1. Fenomene tranzitorii în cadrul unui ciclu RAR	pag. 7
2.2. Influența diferiților parametri asupra supratensiunilor în cazul unui ciclu RAR	pag. 14
3. Modelarea liniei electrice și metode matematice de calcul al supratensiunilor pe LEA	pag. 17
3.1. Metode de rezolvare a ecuațiilor liniilor electrice lungi	pag. 17
3.2. Modelarea matematică a LEA pentru calculul supratensiunilor de comutație	pag. 21
3.2.1. Determinarea supratensiunilor pe LEA prin metoda transformării Laplace	pag. 21
3.2.1.1. Cazul liniei electrice aeriene în gol	pag. 21
3.2.1.2. Cazul LEA cu element terminal de tip rezistență	pag. 30
3.2.1.3. Cazul LEA cu element terminal neliniar de tip rezistiv sau inductiv	pag. 34
3.2.2. Determinarea supratensiunilor pe LEA prin metoda undelor călătoare	pag. 38
3.2.2.1. Cazul liniei electrice aeriene ideale în gol	pag. 38
3.2.2.2. Cazul liniei electrice aeriene reale în gol. Transformarea Fourier	pag. 42
3.2.3. Determinarea supratensiunilor pe LEA cu ajutorul programului MicroTran®	pag. 47
3.2.4. Comparație între modurile de reprezentare a impedanței de undă a LEA în cadrul metodelor transformării Laplace și respectiv a undelor călătoare	pag. 62
4. Reanclanșarea automată rapidă monofazată (RARM)	pag. 72
4.1. Supratensiuni temporare pe LEA datorate scurtcircuitelor nesimetrice	pag. 72
4.1.1. Calculul supratensiunilor pe fazele sănătoase la apariția unui scurtcircuit monofazat	pag. 74
4.1.2. Influența parametrilor rețelei asupra coeficientului de supratensiune la scurtcircuit monofazat	pag. 75
4.1.2.1. Influența puterii de scurtcircuit și structurii sistemului sursă asupra coeficientului de supratensiune K	pag. 77
4.1.2.2. Influența lungimii liniei asupra coeficientului de supratensiune K	pag. 78
4.1.2.3. Influența locului de scurtcircuit asupra coeficientului de supratensiune K	pag. 79
4.1.3. Supratensiuni temporare pe LEA generate de separarea bruscă de sarcină	pag. 80
4.2. Curentul prin arcul electric rezidual și tensiunea de restabilire în cazul reanclanșării automate rapide monofazate	pag. 81
4.2.1. Calculul curentului prin arcul electric rezidual și al tensiunii de restabilire	pag. 82



---

4.2.2. Influența parametrilor LEA și ai rețelei asupra curentului rezidual și a tensiunii de restabilire în cazul RARM	pag. 88
4.2.3. Determinarea pauzei RARM	pag. 97
4.2.3.1. Determinarea pauzei RARM în funcție de curentul rezidual de arc	pag. 97
4.2.3.2. Determinarea pauzei RARM în funcție de curentul rezidual de arc și tensiunea de restabilire	pag. 98
4.3. Calculul supratensiunilor la reanclanșarea monofazată a LEA	pag. 99
4.3.1. Influența reactoarelor de compensare la reconectarea monofazată	pag. 101
4.3.2. Influența fazei de conectare asupra supratensiunilor la reconectarea monofazată a LEA	pag. 103
4.3.3. Influența sarcinii asupra supratensiunilor la reconectarea monofazată a LEA	pag. 105
4.3.4. Influența rezistoarelor de preinserție asupra supratensiunilor la reconectarea monofazată a LEA	pag. 106
4.3.5. Reanclanșarea monofazată peste defect	pag. 108
5. Reanclanșarea automată rapidă trifazată (RART)	pag. 111
5.1. Pauza RART	pag. 112
5.2. Reanclanșarea trifazată a LEA în gol	pag. 114
5.2.1. Influența închiderii nesincrone a contactelor întreruptorului la reconectarea trifazată a LEA în gol	pag. 114
5.2.2. Influența reactoarelor de compensare asupra coeficientului de supratensiune la reconectarea trifazată a LEA în gol	pag. 118
5.2.3. Influența rezistoarelor de preinserție la reconectarea trifazată a LEA în gol	pag. 121
5.3. Reanclanșarea trifazată a LEA cu sarcină remanentă	pag. 126
5.3.1. Influența compensării transversale asupra supratensiunilor la reconectarea LEA cu sarcină remanentă	pag. 131
5.3.2. Influența rezistoarelor de preinserție la reconectarea LEA cu sarcină remanentă	pag. 136
5.4. Influența descărcătoarelor cu rezistență variabilă la reconectarea trifazată a LEA cu sarcină remanentă	pag. 140
6. Concluzii	pag. 147
6.1. Modelarea matematică a LEA și metodele de calcul al supratensiunilor	pag. 148
6.2. Reanclanșarea automată rapidă monofazată	pag. 151
6.3. Reanclanșarea automată rapidă trifazată	pag. 154
Bibliografie	pag. 157
Anexa 1- Ordinogramele programelor de calcul	pag. 163
Anexa 2- Exemple de fișiere date MTDATA - programul MicroTran®	pag. 168

# 1. INTRODUCERE

Importanța cunoașterii cât mai fidele a valorilor supratensiunilor care apar în sistemele electrice de putere rezultă din necesitatea asigurării unui grad de fiabilitate mărit în funcționarea elementelor sistemului, în condiții satisfăcătoare din punct de vedere economic. Datorită creșterii continue a nivelului de tensiune, dezvoltarea permanentă și sporirea complexității configurației sistemului electroenergetic, cât și mulțimea regimurilor posibile de funcționare impun actualitatea problematicii determinării nivelului supratensiunilor. În multe situații, exploatarea elementelor sistemelor electroenergetice se face la limita parametrilor de funcționare ceea ce ridică interesul în găsirea măsurilor concrete de reducere a nivelului supratensiunilor, în special în cazul regimurilor particulare de funcționare.

După 1960 prestigioase organizații profesionale din domeniul electroenergeticii, de exemplu CIGRE și IEEE, organizează grupuri de lucru pentru studiul supratensiunilor de un anumit tip și în concluziile pe care le fac publice, sintetizează stadiul și perspectiva domeniului. Se cunosc mai multe rapoarte ale IEEE Committee [61], respectiv CIGRE Working Group [14],[15],[16]. Clasificarea supratensiunilor este realizată la nivel internațional și unanim acceptată, principalele criterii luate în considerare fiind cauzele care provoacă aceste supratensiuni și forma lor de modificare în timp. \*

În cadrul prezentei lucrări autoarea a acordat o atenție deosebită calculului supratensiunilor care apar în cadrul procesului de reanclanșare automată rapidă (RAR) a liniei electrice aeriene (LEA). Acestea se încadrează în categoria supratensiunilor interne, care prezintă două forme de manifestare, de comutație și temporare, diferențiate prin caracterul amortizării lor. Supratensiunile de comutație sunt fenomene puternic amortizate și apar la efectuarea unor manevre (închiderea, deschiderea unui circuit). Neamortizate sau foarte puțin amortizate sunt supratensiunile temporare. În această categorie se încadrează creșterile de tensiune care apar la capătul în gol al liniilor lungi la dispariția sarcinii sau în regimuri de funcționare nesimetrice.

Un calcul cât mai exact al supratensiunilor interne este foarte important, din două motive: nu s-au găsit mijloace generale pentru reducerea lor eficientă și pentru că odată cu creșterea tensiunii nominale a rețelelor (creștere însoțită evident și de creșterea valorilor absolute ale supratensiunilor interne) rezerva de izolație scade. Această problemă reține

atenția cercetătorilor de mai mulți ani, asistând în ultimul timp la realizări spectaculoase în ceea ce privește complexitatea aspectelor abordate. Se disting trei mari metode de determinare a valorilor supratensiunilor:

- *Metoda experimentării în sistemul electroenergetic real* este cea mai concludentă dar totodată și cea mai costisitoare. Ea necesită aparatură complexă și scoaterea pe o anumită perioadă de timp a unor porțiuni din sistemul electroenergetic în afara circuitului funcțional curent. O variantă a acestei metode care se practică în prezent este aceea a montării de înregistratoare permanente de supraveghere a rețelei, care memorizează orice perturbație apărută în mod natural. Greutăți pot apărea însă în aprecierea exactă a tipului și caracteristicilor elementului perturbator, respectiv datele obținute nu pot fi prea numeroase pentru a constitui o bază statistică a solicitărilor reale [11], [18], [26], [55].
- *Metoda modelărilor analogice* folosește posibilitatea rezolvării ecuațiilor diferențiale care guvernează desfășurarea fenomenelor tranzitorii analogice, prin prezența în schemele echivalente a elementelor operaționale. O variantă a modelării analogice o constituie analizoarele tranzitorii de rețea [1],[14],[25]. Reprezentarea liniei este cea care influențează în mod esențial performanța modelului, în studiul analogic al fenomenelor tranzitorii rapide. În cazul analizelor tranzitorii de rețea liniile se reprezintă prin circuite echivalente în  $\pi$ , numărul de circuite echivalente luate în considerare fiind variabil în funcție de domeniul de frecvență pe care apare fenomenul studiat. Întreruptorul se modelează analogic cu particularitățile sale ideale cât și reale, cum ar fi dispersia polilor, reamorsarea, prezența rezistențelor de șuntare sau preinserție. Rezultatele obținute sunt mult influențate de posibilitatea de modelare mai puțin fidelă a variației parametrilor liniei cu frecvența.
- *Metodele analitice* sunt variate, unele dintre ele devenite clasice. Dezvoltarea spectaculoasă a tehnicii de calcul a favorizat apariția modelelor electromagnetice, capabile să reproducă fidel comportarea reală a elementelor sistemului electroenergetic în diferite regimuri tranzitorii.

Dintre metodele analitice, în cadrul lucrării autoarea a abordat calculul supratensiunilor la reanclanșarea mono- respectiv trifazată a LEA pe baza metodei transformatei Laplace, respectiv a metodei călătoare combinată cu metoda transformatei Fourier.

Având în vedere importanța cunoașterii procesului de reanclanșare automată rapidă a LEA, în capitolul doi autoarea acordă o atenție specială acestei probleme. Pentru

sucesiunea temporală a procesului reanclanșării automate rapide au fost identificate etapele acestuia. Pentru fiecare etapă, s-a încercat evidențierea stadiului actual și preocupărilor existente în aprecierea valorilor supratensiunilor interne.

Modelul matematic al LEA are o importanță deosebită pentru simularea numerică a supratensiunilor de comutație. Metoda aleasă pentru modelarea LEA trebuie să satisfacă anumite constrângeri de ordin tehnic, datorită necunoașterii exacte a datelor sistemului studiat, sau economic, datorită timpului și puterii de calcul ridicate. În capitolul al treilea au fost comparate mai multe metode analitice de calcul al supratensiunilor de comutație și au fost elaborate două programe de calcul proprii. Se compară în finalul capitolului programele proprii cu varianta MicroTran<sup>®</sup> a programului standard de calcul al regimurilor tranzitorii EMTP. S-a tratat cazul liniilor de 400 și 750 kV.

Conținutul capitolului al patrulea se referă la reanclanșarea automată rapidă monofazată. A fost abordată problematica supratensiunilor temporare datorate scurtcircuitului monofazat, ca element inițial ce declanșează ciclul de reanclanșare automată rapidă monofazată (RARM). S-a pus în evidență influența puterii de scurtcircuit și structurii sistemului sursă, a lungimii liniei și a locului de scurtcircuit asupra valorii coeficientului de supratensiune. A fost tratat și cazul supratensiunilor temporare generate de separarea bruscă de sarcină. În partea a doua a capitolului s-au pus în evidență metodele de calcul al curentului prin arcul electric rezidual și tensiunii de restabilire, precum și influența parametrilor LEA și ai rețelei asupra acestor două mărimi. Determinarea pauzei RARM se face în două variante, luând în considerare doar curentul rezidual de arc sau și tensiunea de restabilire. Rezultatele concrete ale simulărilor numerice ale reanclanșării monofazate a LEA sunt redată în finalul capitolului. Pentru evidențierea posibilităților de limitare a supratensiunilor la reanclanșarea monofazată s-a studiat influența compensării longitudinale, a fazei tensiunii sursei în momentul conectării, a sarcinii LEA și a rezistoarelor de preinsertie asupra coeficientului de supratensiune.

Capitolul al cincelea tratează reanclanșarea automată rapidă trifazată (RART). Se prezintă relații de calcul pentru stabilirea pauzei RART. S-au simulat cazurile de reanclanșare trifazată a LEA în gol și respectiv cu sarcină remanentă. Pentru evidențierea metodelor de reducere a supratensiunilor la reconectarea trifazată a LEA a fost studiată influența închiderii nesimultane a contactelor întreruptorului, a reactoarelor de compensare transversală și a rezistoarelor de preinsertie, atât pentru LEA în gol cât și pentru LEA cu sarcină remanentă. În ultima parte a capitolului s-a pus în evidență influența descărcătorului

cu rezistență variabilă, de tip clasic sau cu oxizi metalici, la reconectarea trifazată a LEA cu sarcină remanentă.

Capitolul șase cuprinde concluziile precum și contribuțiile aduse de autoare în această lucrare. Ultima parte cuprinde bibliografia și anexe cu ordinogramele și fișiere de intrare ale principalelor programe de calcul elaborate și utilizate.

## 2. ANALIZA UNUI CICLU DE REANCLANȘARE AUTOMATĂ RAPIDĂ (RAR) A LINIEI ELECTRICE AERIENE (LEA)

### 2.1 Fenomene tranzitorii în cadrul unui ciclu RAR

Desfășurarea în timp a unui ciclu RAR include mai multe procese tranzitorii între două regimuri de funcționare normală a LEA. Pentru sistemul reprezentat schematic în fig. 2.1.a, ordonarea pe axa timpului a acestor procese este ilustrată în fig. 2.1.b

Majoritatea acestor procese tranzitorii conduc la creșteri de tensiune. Dintre modalitățile de a exprima valoarea relativă a supratensiunii, de obicei se utilizează coeficientul de supratensiune (ordinul de multiplicare) care reprezintă raportul dintre amplitudinea supratensiunii și amplitudinea tensiunii pe fază:

$$k = \frac{U_{max}}{\frac{\sqrt{2} \cdot U_{nom}}{\sqrt{3}}} \quad (2.1)$$

unde  $U_{nom}$  reprezintă valoarea tensiunii nominale a sistemului. Coeficientul de supratensiune va reprezenta o mărime aleatoare, având caracteristici statistice similare supratensiunii respective. Coeficientul de supratensiune are două componente, o componentă periodică  $k_{per}$  și respectiv coeficientul de șoc  $k_{soc}$ , relația de legătură dintre cele trei mărimi fiind:

$$k = k_{per} \cdot k_{soc} \quad (2.2)$$

Valoarea relativă a supratensiunilor de durată este caracterizată prin componenta periodică a coeficientul de supratensiune  $k_{per}$ :

$$k_{per} = \frac{U_{per}}{\frac{U_{nom}}{\sqrt{3}}} \quad (2.3)$$

unde  $U_{per}$  reprezintă valoarea efectivă a supratensiunii de durată.

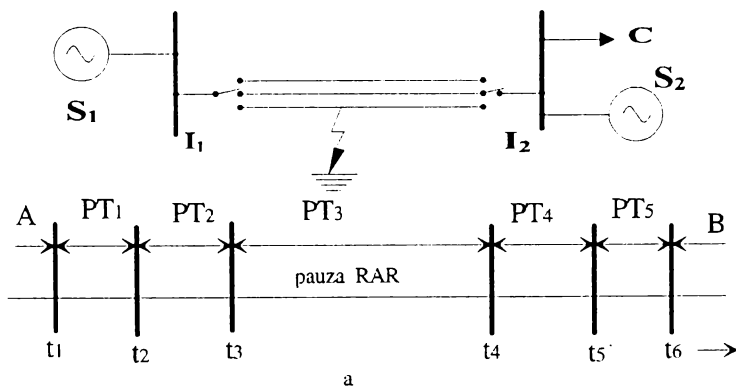
Coeficientul de șoc reprezintă raportul dintre amplitudinea supratensiunii în regim tranzitoriu și amplitudinea supratensiunii de durată sau temporar amortizate:

$$k_{soc} = \frac{U_{max}}{\sqrt{2} \cdot U_{per}} \quad (2.4)$$

Inițializarea unui ciclu RAR se face prin apariția unei avarii a cărei natură diferă în funcție și de regimul de tratare al neutrului rețelei. În principal această avarie poate fi un defect trecător (conturnare a izolației de fază), o punere la pământ monofazată în rețelele cu neutrul izolat, un defect transversal temporar (ruperea unui conductor urmată de punerea sa la pământ) sau scurtcircuit (mono-, bi- sau trifazat, izolat sau cu pământul).

**a). Natura avariei- Procesul tranzitoriu  $PT_1$  (fig. 2.1.b)**

În situația în care avaria este de tip punere monofazată la pământ în rețele cu neutrul izolat, procesul tranzitoriu  $PT_1$  pe fazele neavariate constă în creșterea bruscă a tensiunii urmată de un proces tranzitoriu oscilant amortizat, valoarea maximă la care ajunge tensiunea pe fază în timpul acestui proces fiind de aproximativ două ori mai mare decât în regim normal de funcționare. Dacă avaria durează în timp sunt posibile stingeri și aprinderi repetate ale arcului la locul de defect, nivelul supratensiunii pe fazele neavariate crescând în continuare până la de 3-4 ori tensiunea maximă pe fază, în funcție de numărul de reaprinderi [53].



- A- regim normal de funcționare anteavarie  
 B- regim normal de funcționare după reconectare  
 $PT_1...PT_5$ - procese tranzitorii  
 $t_1$ - momentul apariției avariei  
 $t_2$ - momentul deconectării  $I_2$   
 $t_3$ - momentul deconectării  $I_1$   
 $t_4$ - momentul conectării  $I_1$   
 $t_5$ - momentul conectării  $I_2$   
 $t_6$ - momentul amortizării complete a procesului tranzitoriu  $PT_5$

b

Fig. 2.1 Desfășurarea în timp a unui ciclu RAR

Ruperea unui conductor într-un sistem cu neutrul izolat urmată de căderea acestuia la pământ produce o punere la pământ a fazei respective în partea dinspre sursă. Datorită punerii la pământ apare o asimetrie, care conduce la apariția unui circuit oscilant determinat de inductivitatea neliniară a transformatorului de sarcină și respectiv capacitățile de fază și dintre faze ale liniei [59]. Acest fenomen de rezonanță în regim staționar, ca proces de durată, determină supratensiuni care depind de caracteristica de magnetizare a transformatorului și de valoarea capacităților de secvență directă și homopolară ale liniei.

Ruperea unui conductor în sisteme cu neutrul legat la pământ are ca efect un scurtcircuit monofazat pe faza avariata. Analiza concretă a supratensiunilor de rezonanță care apar în situația neutrului pus efectiv la pământ evidențiază că valorile maxime posibile rezultă foarte apropiate în toate cazurile [60]. Situațiile prezentate mai sus declanșate prin ruperea unui conductor corespund cazului în care transformatorul de sarcină are neutrul izolat. Lungimea critică a liniei pentru care nivelul acestor supratensiuni depășește  $\sqrt{3}U_f$ , unde  $U_f$  reprezintă valoarea efectivă a tensiunii de fază, este cu atât mai redusă cu cât tensiunea nominală a liniei este mai mare, deci posibilitatea apariției unor supratensiuni importante este relativ ridicată.

Scurtcircuitele nesimetrice (monofazat sau bifazat cu punere la pământ) conduc în anumite situații la apariția unor circuite rezonante, având ca efect creșteri mari de tensiune pe fazele neafectate. Se poate obține un circuit rezonant doar dacă reactanțele de secvență homopolară și directă ale rețelei reduse la locul de defect sunt de naturi diferite, deci prin tratarea corespunzătoare a neutrului rețelei se pot evita asemenea situații. Dacă totuși apare, procesul cuasistaționar are o durată extinsă în timp, reprezentând un fenomen de rezonanță în regim staționar. Pentru lungimi mari de linie (900-1000 km) creșterea tensiunii pe fazele sănătoase este foarte accentuată și o metodă de contracarare a acestei creșteri o reprezintă plasarea reactoarelor de compensare [19].

### ***b). Declanșarea întreruptorului $I_2$ - Procesul tranzitoriu $PT_2$ (fig. 2.1.b)***

Pentru luarea în calcul a condițiilor celor mai dezavantajoase și care conduc la valorile maxime ale supratensiunii, se consideră că deconectarea LEA cu defect nu se face simultan la ambele capete, iar intervalul de timp între cele două deconectări se va lua maxim posibil. Pe parcursul acestui interval de timp (0,1-0,2 s) se desfășoară procesul tranzitoriu  $PT_2$ .

Dacă la capătul 2 al liniei (fig.2.1.a) este conectat un consumator, deconectarea liniei la acel capăt însoțită de aruncarea de sarcină, în absența nesimetriei conduce la supratensiuni. Coeficientul de supratensiune chiar pentru linii foarte lungi (peste 500 km) nu depășește 2,5 și



amplitudinea oscilațiilor libere nu este mare [1].

În cazul în care avaria apărută pe LEA reprezintă un scurtcircuit nesimetric, după deconectarea dinspre capătul mai apropiat de locul de defect LEA rămâne alimentată de la un capăt cu un scurtcircuit nesimetric pe ea, ceea ce are ca efect creșterea tensiunii de frecvență industrială pe fazele sănătoase până la valori de  $(2-2,6)U_f$  [2]. În practică, mai ales în cazul LEA de FÎT aceste situații apar foarte rar, deoarece se folosesc protecții cu transmiterea semnalului la capătul opus prin înaltă frecvență, situație în care decalajul de timp între deconectările la cele două capete scade mult (0,06-0,1 s). Considerând toți factorii de influență, nivelul maxim la care ajung supratensiunile de comutație la deconectarea scurtcircuitelor nesimetrice este de  $(2,8-3,5)U_f$ , în absența mijloacelor de limitare a lor [39].

Supratensiunile la deconectarea scurtcircuitelor simetrice nu sunt periculoase prin valoarea lor, coeficientul de supratensiune fiind aproximativ 2. Probleme pot apărea în cazul scurtcircuitelor în apropierea barelor stației (defecte kilometrice), puterea de scurtcircuit a sistemului fiind mare. În acest caz viteza de creștere a tensiunii de restabilire poate fi mai mare decât viteza de restabilire a rigidității dielectrice a spațiului dintre contactele întreruptorului și există posibilitatea reaprinderii arcului electric, deci prelungirea scurtcircuitului cu toate efectele sale nefavorabile [80],[13]. O altă situație care ridică probleme este aceea în care după deconectarea dinspre capătul cel mai apropiat de locul de scurtcircuit, lungimea LEA conectată la sursă este mare (300-400 km). În acest caz, dacă dispersia deschiderii polilor întreruptorului nu este prea mare, coeficientul de supratensiune poate ajunge până la 2,5 -2,7 [17],[11]. Dispersia mare în deconectarea fazelor duce la creșterea supratensiunilor, atingând valori corespunzătoare fazelor sănătoase la deconectarea scurtcircuitului bifazat. Procesul tranzitoriu în urma deconectării este de scurtă durată, fiind puternic amortizat, astfel că este exclusă suprapunerea peste acest regim a următorului proces tranzitoriu din cadrul ciclului RAR.

### ***c). Declanșarea întreruptorului $I_1$ -Procesul tranzitoriu $PT_3$ , pauza RAR (fig. 2.1.b)***

Deconectarea întreruptorului  $I_1$  constituie pentru fazele sănătoase ale liniei declanșarea LEA în gol, proces tranzitoriu care poate conduce la supratensiuni periculoase datorate reaprinderii arcului în întreruptor. Probabilitatea și momentul reaprinderii depind de caracteristicile întreruptorului și au natură statistică. În cazul utilizării întreruptoarelor cu aer comprimat coeficienții de supratensiune nu sunt mari ( $k=1,5$ ) și în acest caz supratensiunile ce apar se pot considera nepericuloase [2],[18]. Experiența de exploatare a arătat că întreruptoarele cu aer comprimat de 400 kV nu dau reaprinderi ale arcului dacă tensiunea de restabilire între

contactele întreruptorului nu depășește  $3,5U_r$ . În urma procesului de deconectare apare procesul de egalizare a tensiunii în lungul liniei, tensiunea stabilindu-se la o valoare ce depinde de modul de tratare a neutrlui rețelei, pe fazele sănătoase tinzând spre valoarea tensiunii de linie. Pe faza avariata tensiunea se anulează, creându-se condiții de stingere a arcului la locul de defect. Momentul deconectării definitive a liniei la cele două capete reprezintă de fapt și începutul pauzei RAR.

Sistemul de RAR: lent, rapid, mono- sau trifazat influențează asupra condițiilor inițiale la re conectarea LEA. Alegerea unei anumite tehnici de reanclanșare rezultă din condiții legate de stabilitatea rețelei, durata întreruperii admisibile, probabilitatea unei reanclanșări reușite după intervalul de timp dat, numărul probabil de defecte și repartizarea lor în defecte trecătoare și persistente [40].

La un defect monofazat, în funcție de tipul de declanșare existent (mono- sau trifazată), sarcina reziduală pe linie poate fi nulă sau egală cu valoarea de vârf a tensiunii de regim permanent înainte de deschiderea circuitului. O apreciere aproximativă a sarcinilor reziduale se poate obține considerând linia ca ansamblu de trei capacități concentrate, câte una pe fiecare fază, defectul scurtcircuitând una dintre ele. O declanșare trifazată a unui defect monofazat lasă în general o sarcină reziduală maximă pe fazele sănătoase. Fiecare situație poate conduce la alte valori și inventarierea tuturor situațiilor posibile permite să se estimeze frecvența reală a cazurilor ce apar în exploatare, când este posibil să se repună în funcțiune o LEA în condiții inițiale nenule [42], [32].

În general în cazul liniilor de FTT este larg utilizată reanclanșarea automată rapidă monofazată (RARM), pentru avantajele sale deja cunoscute. Reanclanșarea automată rapidă trifazată (RART) se utilizează mai mult ca rezervă, în una din variantele: RARTR (rapid), fără controlul sincronismului, cu pauza 0,5 -1 s și RARTA (accelerat), cu pauza RARTR mărită cu 0,2 s, timp necesar verificării accelerate a sincronismului. Mărirea curentului rezidual prin arcul electric are o influență hotărâtoare asupra pauzei RARM. Acesta are două componente, o componentă datorată cuplajului capacitiv între faza afectată și fazele sănătoase și o componentă datorată cuplajului inductiv. Curentul rezidual prin arcul electric crește mult odată cu lungimea liniei, existând pentru valoarea tensiunii nominale a liniei o lungime limită a acesteia, pentru care valoarea curentului prin arcul electric rezidual este maximă (50- 60 A) [40],[33].

În pauza de RARM, în situația în care linia este compensată transversal, apare fenomenul de rezonanță între bobina de compensare și capacitățile liniei. Frecvența de rezonanță depinde de gradul de compensare a LEA și de raportul dintre capacitățile de secvență directă  $C_1$  și

respectiv homopolară  $C_0$  ale LEA. Pentru valoarea uzuală a raportului reactanțelor ( $C_0/C_1=0,7$ ) se obține rezonanța pe frecvența industrială pentru un grad de compensare de 90 % a puterii reactive generate de linie [23].

În cazul RARM, din punctul de vedere al lungimii liniei nu apar probleme de stabilitate a sistemului, datorită legăturii existente între cele două părți ale sale prin fazele neavariate. În cazul tensiunilor de până la 220 kV, pentru linii de până la 150 km, folosirea RARM nu ridică probleme nici din punct de vedere al stingerii arcului la locul de defect. În aceste condiții este suficientă o pauză de 0,6 s. În cazul tensiunilor nominale ale LEA ridicate, pauza necesară pentru stingerea arcului este de aproximativ 1 s [40].

La RART există posibilitatea apariției arcului electric rezidual atunci când linia este prevăzută cu compensare transversală. Descărcarea sarcinii electrice a fazelor sănătoase ale LEA prin bobinele de compensare, după un scurtcircuit monofazat are caracter de bătaie, deci același caracter îl va avea și curentul prin arcul electric rezidual. Acest fenomen conduce la creșterea pauzei RART peste 0,5 s. Există metode care permit reducerea pauzei RART la 0,1 -0,2 s prin utilizarea de rezistoare de amortizare care se introduc în circuitul bobinelor de compensare în pauza RART [2]. Utilizarea bobinei de stingere permite de asemenea micșorarea curentului prin arcul electric rezidual dar mai puțin eficient ca la RARM [35].

În situația când linia nu este prevăzută cu instalații de compensare, pauza RART este impusă de necesitatea deionizării spațiului de arc, viteza acestei deionizări depinzând în primul rând de valoarea tensiunii de alimentare.

La tensiuni mari, peste 400 kV, timpul de pauză RART se impune din considerente de păstrare a stabilității sistemului. În cazul RART nu se poate stabili nici o lungime limită a LEA, pentru care nu pot să apară probleme privind stabilitatea sistemului. Chiar și la linii scurte, pentru tensiuni înalte, pauza necesară din motive de stingere a arcului electric depășește pauza RART admisibilă din punct de vedere al păstrării stabilității sistemului [29].

În timpul pauzei RART sarcinile electrice corespunzătoare tensiunii inițiale rezultată pe linie în urma procesului tranzitoriu de egalizare a tensiunii se scurg treptat ca urmare a curenților de pierderi. În practică linia poate rămâne încărcată la valoarea tensiunii inițiale, în funcție de condițiile atmosferice și de gradul de poluare a izolației, pentru mai multe secunde după stingerea arcului la locul de defect, interval care este cu mult mai mare decât pauza pentru schemele RARTR sau RARTA. Durata de descărcare completă a LEA prin izolație poate fi de 2 -5 minute iar în condiții extrem de uscate până la 15 minute [9],[55].

Timpul de descărcare al LEA poate fi modificat considerabil în situația în care

întreruptorul este prevăzut cu rezistențe de șuntare. În acest caz constanta de descărcare a LEA este dată de produsul RC, unde R reprezintă valoarea rezistorului de șuntare și C capacitatea LEA.

Dacă linia este compensată transversal, ea se descarcă prin reactorul de compensare în regim oscilant. Frecvența circuitului oscilant este determinată de inductivitatea reactorului și capacitatea liniei, oscilațiile amortizându-se relativ încet, cu un coeficient determinat de pierderile prin linie și bobina de compensare. Frecvența de oscilație este mică, uneori chiar 50 Hz și de obicei există o diferență de fază între tensiunea de o parte și de cealaltă parte a reactorului, astfel încât există oricând posibilitatea de a închide întreruptorul când tensiunile se găsesc în opoziție de fază.

Transformatoarele de tensiune magnetice care sunt conectate la LEA, datorită pierderilor mari sunt o cale extrem de eficientă pentru descărcarea liniei.

#### ***d). Reanclanșarea întreruptorului $I_1$ - Procesul tranzitoriu PT<sub>1</sub> (fig.2.1.b)***

Procesele tranzitorii la reconectarea liniei prin RAR sunt analoage cu cele de la conectarea liniei în gol. Amplitudinea supratensiunii la reconectare depinde în primul rând de mărimea tensiunii reziduale pe linie și de valoarea tensiunii sursei în momentul reconectării. În cazul conectării LEA în gol supratensiunile de datoresc oscilațiilor de trecere de la repartiția tensiunii de-a lungul liniei înainte de conectare la repartiția corespunzătoare regimului permanent. Ținând seama de faptul că perturbațiile vor fi cu atât mai puternice cu cât aceste două stări vor diferi mai mult între ele, se poate prevedea că la reconectare amplitudinea supratensiunii va fi mai mare atunci când tensiunea sursei în momentul reconectării și tensiunea reziduală sunt de semne contrare [9],[25],[27].

Deoarece amplitudinea supratensiunii la reconectarea LEA depinde de valoarea tensiunii reziduale în momentul reconectării, factorii care influențează tensiunea reziduală vor influența și nivelul supratensiunilor la reconectarea LEA. Acești factori amintiți și în cazul pauzei RAR sunt: valoarea conductanței lineice de izolație, durata pauzei RAR, puterea instalațiilor de compensare transversală a liniei și valoarea inductivității transformatoarelor de tensiune în regiunea neliniară a circuitului de magnetizare.

În afară acestor factori amplitudinea supratensiunii este influențată, ca și în cazul conectării LEA în gol, de impedanța sursei, de dispersia la închiderea polilor întreruptorului, de lungimea liniei, de puterea de scurtcircuit pe barele sursei, de momentul conectării. În situația unui RARM, reconectarea fazei deconectate reprezintă chiar conectarea LEA în gol.

### ***e). Reanclansarea întreruptorului $I_2$ - Procesul tranzitoriu $PT_5$ (fig.2.1.b)***

La capătul 2 al liniei poate fi conectat un consumator sau un subsistem al sistemului electroenergetic, ambele variante fiind prezentate în fig. 2.1.a. Reconectarea consumatorului nu ridică probleme. În cazul existenței celui de-al doilea subsistem, reconectarea acestuia trebuie făcută cu controlul sincronismului dacă sistemul RAR este lent.

Pentru evitarea apariției unor supratensiuni periculoase în aceasta fază a ciclului RAR, se impune asigurarea unui interval de timp de 0,1 -0,2 s între reconectarea întreruptorului  $I_1$  și a întreruptorului  $I_2$  pentru a permite amortizarea procesului tranzitoriu  $PT_4$ . Există altfel posibilitatea apariției unor supratensiuni periculoase cu o frecvență foarte înaltă care se propagă în tot sistemul electroenergetic, datorită suprapunerii celor două procese tranzitorii [46].

Din desfășurarea în timp a unui ciclu RAR rezultă cele mai defavorabile situații care pot să apară din punctul de vedere al supratensiunilor. În capitolele următoare se vor pune în evidență factorii ce influențează nivelul supratensiunilor în cadrul unui ciclu RAR: tensiunea remanentă și momentul reconectării LEA, în lipsa sau în prezența instalațiilor de compensare transversală inductivă, pauza RAR, arcul electric rezidual și tensiunea de restabilire.

## ***2.2 Influența diferiților parametri asupra supratensiunilor în cazul unui ciclu RAR***

Referitor la influența diferiților parametri asupra supratensiunilor la deconectarea și reconectarea liniilor de înaltă și foarte înaltă tensiune, numeroase și interesante date sunt prezentate în literatură. Se prezintă rezultate obținute pe baza încercărilor efectuate pe model analogic de regimuri tranzitorii (analizorul tranzitoriu de rețea) [1],[14],[37], a încercărilor în sistem și a simulărilor efectuate cu ajutorul calculatoarelor numerice [15],[16],[22],[10],[79]. În continuare se vor face referiri la cei mai importanți factori de influență:

### ***a). Structura sursei de alimentare***

Puterea de scurtcircuit a sistemului ce reprezintă sursa de alimentare influențează indirect nivelul supratensiunii la deconectarea LEA prin intermediul coeficientului de supratensiune în regim permanent. Componenta tranzitorie a supratensiunii este puțin influențată de puterea de scurtcircuit a sursei, cu excepția cazurilor în care această putere este redusă când se constată o tendință de creștere.

Supratensiunile la reconectarea liniei cresc odată cu creșterea impedanței sursei, considerând nemodificați ceilalți factori de influență [8].

### ***b). Lungimea liniei***

Având ca parametru reacțanța de dispersie a transformatorului, pentru cazul deconectării LEA se pot evidenția următoarele corelații [60]:

- cu creșterea lungimii liniei deconectate valoarea maximă a supratensiunilor crește la capătul îndepărtat al liniei și scade la începutul ei, modificările fiind cu atât mai pronunțate cu cât reacțanța de dispersie a transformatorului de alimentare este mai mare;
- cu scăderea lungimii liniei, supratensiunile la capetele sale tind spre aceeași valoare egală cu de trei ori valoarea maximă a tensiunii de fază pentru linia în gol.

Cercetări experimentale efectuate în cadrul sistemului electroenergetic național [23] au evidențiat faptul că în cazul reconectării LEA coeficientul de șoc este practic statistic independent de lungimea liniei.

### ***c). Reactoarele de compensare transversală***

Prezența reactoarelor de compensare reduce mult probabilitatea reaprinderii arcului în întreruptor la deconectarea LEA și prin aceasta se reduce și probabilitatea apariției supratensiunilor de valoare ridicată [35].

Reactoarele de compensare influențează supratensiunile la reconectarea LEA cu sarcină remanentă în mod indirect, prin influența asupra tensiunii reziduale așa cum s-a amintit deja. În situația în care reactoarele sunt montate direct pe linie și nu prin intermediul unui transformator și dacă, conectarea lor este permanentă, procesul de descărcare a sarcinii remanente este foarte lent, reconectarea făcându-se în condiții foarte dezavantajoase și în consecință existând posibilitatea apariției unor valori mari ale supratensiunii.

Pentru cazul reconectării în gol, montarea reactoarelor de compensare are ca efect scăderea supratensiunilor, prin micșorarea coeficientului de supratensiune în regim permanent, coeficientul de șoc rămânând nemodificat.

### ***d). Rezistențe auxiliare ale întreruptorului***

Pentru reducerea supratensiunilor în cazul RAR se utilizează rezistențele incluse în întreruptor. În acest scop rezistența este folosită ca rezistență de șuntare la deconectarea LEA, după deconectare fiind lăsată scurt timp în circuit pentru descărcarea liniei, iar la reconectare introdusă din nou pentru un scurt interval de timp, apoi șuntată, pentru reducerea valorii supratensiunilor în ambele procese. Influența rezistenței de șuntare asupra tensiunii reziduale a liniei depinde de valoarea ei, de durata sa de conectare și de lungimea liniei. O problemă importantă o constituie alegerea valorii rezistenței auxiliare, impunându-se găsirea unui optim, valorile care satisfac condițiile pentru fiecare tip de comutație fiind divergente [9].

**e). Sarcina reziduală pe linie**

Influența cea mai mare asupra supratensiunii la reconectarea LEA o are valoarea sarcinii remanente pe fazele sănătoase. Condițiile de variație a sarcinii reziduale pe linie au fost amintite în paragraful anterior. În cazul reconectării valoarea coeficientului de șoc variază liniar cu tensiunea reziduală.

**f). Momentul comutației și dispersia închiderii polilor întreruptorului**

Dependența valorii maxime a supratensiunii de momentul conectării pune în evidență varianta optimă: reconectarea succesivă a fiecărei faze când diferența dintre tensiunea sursei și tensiunea remanentă pe fază este 0. Deoarece realizarea practică a condiției de mai sus este foarte dificilă, există și o altă soluție și anume, reconectarea simultană a celor trei faze când pe una din faze este îndeplinită condiția de mai sus.

Închiderea nesincronă a fazelor întreruptorului produce o supratensiune mai mare decât cea care apare în cazul conectării în condiții de simetrie. Aceasta creștere are două cauze. Prima constă în faptul că multiplul supratensiunii în regim permanent este mai mare pentru o schemă trifazată care are o fază întreruptă decât pentru o schema simetrică. Cea de-a doua cauză o constituie tensiunea indusă de faza care închide prima în fazele care încă nu s-au închis. Creșterea nivelului supratensiunii datorată închiderii nesincrone a contactelor întreruptorului depinde și de inductivitatea sursei și crește odată cu creșterea acesteia.

Valorile tipice pentru supratensiunile ce apar la RART și metodele de reducere a lor se regăsesc sintetizate în tab. 2.1 [23].

Tabelul 2.1

Tipul conectării	Valoarea maximă a supratensiunii [u.r.]	Metoda de reducere	Noua valoare maximă a supratensiunii [u.r.]
Reconectare RART	3,5-4,0	Rezistor de preinserție	1,5-2,2
		Rezistor de preinserție în trepte	1,3-1,7
		Controlul momentului conectării	1,3-1,7
		Controlul momentului conectării și rezistor de preinserție	1,3-1,5

### 3. MODELAREA LINIEI ELECTRICE ȘI METODE MATEMATICE DE CALCUL AL SUPRATENSIUNILOR PE L.E.A.

În cadrul acestui capitol este prezentată problematica modelării LEA în scopul determinării supratensiunilor. După o scurtă trecere în revistă a metodelor matematice de rezolvare a ecuațiilor liniilor lungi, sunt elaborate în detaliu două modele ale LEA, urmând a fi folosite pentru simularea numerică a regimurilor tranzitorii. Primul model matematic se bazează pe metoda transformatei Laplace. Este tratat cazul LEA în gol, respectiv, cazul LEA cu element terminal neliniar, rezistiv sau inductiv. Cel de-al doilea model este construit folosind metoda undelor călătoare. Pe baza celor două modele matematice s-a elaborat un pachet de programe pentru calculul supratensiunilor de comutație pe LEA, "Laplace" și "Fourier". A fost întocmit și un model matematic pentru calculul supratensiunilor de comutație pe LEA folosind programul MicroTran<sup>®</sup>, varianta programului-standard de simulare a regimurilor tranzitorii în sistemele electroenergetice EMTP. Au fost studiate cazurile LEA de 400 kV și 750 kV.

#### 3.1. Metode de rezolvare a ecuațiilor liniilor electrice lungi

Liniile electrice sunt configurații extinse în spațiu care au parametri uniform distribuiți, în comparație cu alte elemente ale sistemului electroenergetic cu parametri concentrați. Pentru a cuprinde procesele de propagare electromagnetică în ansamblul lor, în general trebuie rezolvate ecuațiile lui Maxwell. Acest lucru este dificil și se ocolește de obicei în literatura de specialitate. Cea mai cunoscută și folosită metodă este deducerea ecuațiilor liniilor electrice lungi dintr-o schemă echivalentă cu elemente concentrate. Din schema prezentată în fig. 3.1 rezultă:

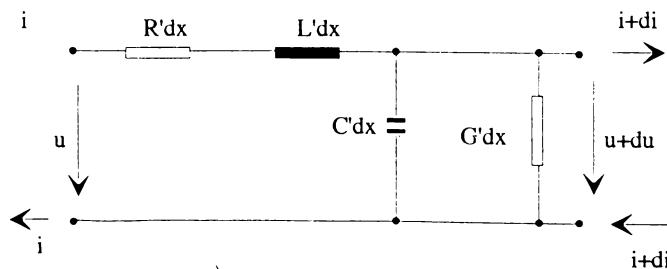


Fig. 3.1. Element de linie



$$-\frac{\partial u}{\partial x} = R' \cdot i + L' \cdot \frac{\partial i}{\partial t} \quad (3.1)$$

$$-\frac{\partial i}{\partial x} = G' \cdot u + C' \cdot \frac{\partial u}{\partial t} \quad (3.2)$$

În fig. 3.1  $R'$ ,  $L'$ ,  $C'$ ,  $G'$  reprezintă parametrii liniei. În situația în care cele patru valori sunt constante în lungul liniei, linia se numește omogenă.

Relațiile (3.1) și (3.2) exprimă tensiunea  $u$  și curentul  $i$  pe linie în raport cu spațiul  $x$  și timpul  $t$  și reprezintă ecuațiile de bază în teoria liniilor lungi. Prin derivare parțială a relației (3.1) în raport cu  $x$  și relației (3.2) în raport cu  $t$  și eliminând apoi curentul  $i$  din prima relație respectiv tensiunea din a doua relație se obțin așa numitele ecuații ale telegrafiștilor:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = L' \cdot C' \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + (R' \cdot C' + L' \cdot G') \cdot \frac{\partial u}{\partial t} + R' \cdot G' \cdot u \quad (3.3)$$

$$\frac{\partial^2 i}{\partial x^2} = L' \cdot C' \cdot \frac{\partial^2 i}{\partial t^2} + (R' \cdot C' + L' \cdot G') \cdot \frac{\partial i}{\partial t} + R' \cdot G' \cdot i \quad (3.4)$$

Aceste ecuații diferențiale cu derivate parțiale de ordinul doi, de tip hiperbolic pentru unde plane ce se propagă pe linii omogene, sunt valabile și pentru regimuri tranzitorii. Ele nu pot fi rezolvate complet. Elementele ce reprezintă parametrii liniei  $R'$ ,  $L'$ ,  $G'$ ,  $C'$  nu sunt constante în cazul liniei reale, ci depind de frecvență datorită efectului pelicular în conductoare și în sol pentru conductorul de întoarcere prin pământ, respectiv datorită pierderilor prin polarizarea dielectricului și a efectului Corona.

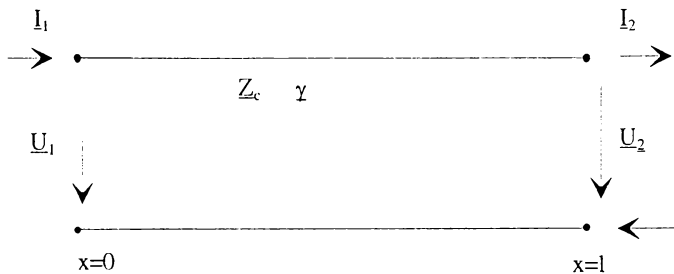


Fig. 3.2 Reprezentarea complexă a liniei monofazate

6.8.18.2  
10.2 (-

Ecuatiile (3.3) și (3.4) se pot rezolva în situații particulare, între acestea încadrându-se și anumite regimuri tranzitorii pe linia electrică. În situația în care curentul și tensiunea au o variație sinusoidală, există o singură frecvență de oscilație. În acest caz linia electrică poate fi caracterizată prin mărimi complexe, respectiv curentul și tensiunea prin fazori (fig. 4.2).

Cu reprezentarea din fig. 3.2, în care  $Z_c$  reprezintă impedanța de undă sub formă complexă, se pot scrie ecuațiile liniilor lungi sub formă matricială:

$$\begin{bmatrix} \underline{U}_2 \\ \underline{I}_2 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \operatorname{ch} \underline{\gamma} \cdot l & Z_c \cdot \operatorname{sh} \underline{\gamma} \cdot l \\ \frac{1}{Z_c} \cdot \operatorname{sh} \underline{\gamma} \cdot l & \operatorname{ch} \underline{\gamma} \cdot l \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{U}_1 \\ \underline{I}_1 \end{bmatrix} \quad (3.5)$$

$$\underline{Z}_c = \sqrt{\frac{R' + j \cdot \omega \cdot L'}{G' + j \cdot \omega \cdot C'}} \quad (3.6)$$

Constanta de propagare  $\underline{\gamma}$  sub formă complexă are expresia:

$$\underline{\gamma} = \sqrt{(R' + j \cdot \omega \cdot L') \cdot (G' + j \cdot \omega \cdot C')} = \alpha + j \cdot \beta \quad (3.7)$$

Partea reală a constantei de propagare  $\alpha$  se mai numește și constanta de atenuare, respectiv partea imaginară  $\beta$  constanta de fază.

$$\alpha = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot (R' \cdot G' - \omega^2 \cdot L' \cdot C' + \sqrt{(R'^2 + \omega^2 \cdot L'^2) \cdot (G'^2 + \omega^2 \cdot C'^2)})} \quad (3.8)$$

$$\beta = \sqrt{\frac{1}{2} \cdot (\omega^2 \cdot L' \cdot C' - R' \cdot G' + \sqrt{(R'^2 + \omega^2 \cdot L'^2) \cdot (G'^2 + \omega^2 \cdot C'^2)})} \quad (3.9)$$

Pentru studiul regimurilor tranzitorii ale liniei electrice se folosesc în principal următoarele metode de soluționare a ecuațiilor telegrafistilor:

- **Rezolvarea directă a ecuațiilor liniilor electrice lungi**

O rezolvare directă a acestor ecuații cu derivate parțiale cu ajutorul calculatorului analogic sau numeric este posibilă dar se întâmpină greutăți foarte mari. Deoarece utilizarea

calculatorului analogic este în prezent foarte redusă, în continuare se va aborda doar utilizarea calculatorului numeric.

Pentru rezolvarea ecuațiilor diferențiale cu derivate parțiale cu ajutorul calculatorului numeric se procedează la discretizarea tuturor variabilelor. Metoda a fost aplicată în cazul rețelelor de dimensiuni reduse. Dezavantajul major provine din faptul că se ajunge la un necesar ridicat de resurse ale sistemului de calcul.

Avantajul prezentat de această metodă constă în faptul că se obțin variațiile curentului și tensiunii în lungul liniei. Dar deoarece de cele mai multe ori ne interesează valorile celor două mărimi doar la capetele liniei, acest avantaj este fără valoare practică. Pentru rețele de dimensiuni mari metoda rezolvării directe cu ajutorul calculatorului numeric este mult prea costisitoare ca timp de calcul și, în raport cu exactitatea rezolvării, de cele mai multe ori nesatisfăcătoare.

- **Rezolvarea ecuațiilor liniilor electrice lungi pe baza schemelor electrice echivalente**

Asemănător cu modul de derivare a ecuațiilor liniilor lungi apare și posibilitatea înlocuirii liniei printr-un lanț de cuadripoli echivalenți. Linia electrică va consta deci din elemente pasive concentrate și poate fi descrisă de un sistem de ecuații diferențiale ordinare. În cazul în care cuadripolul constă dintr-o schemă echivalentă în  $\pi$  nu se poate pune în evidență dependența de frecvență a parametrilor.

Numărul ecuațiilor diferențiale care se obțin depinde de numărul cuadripolilor conectați în serie. Chiar și în cazul unei divizări foarte fine și a folosirii unui număr mare de cuadripoli, în cazul unor excitații de tip treaptă (impuls) pot apărea oscilații proprii ale cuadripolilor, ceea ce conduce la distorsiuni nereale și la pseudooscilații (fenomenul Gibbs). Linia multifazată poate fi simulată prin această metodă doar atunci când este simetrizată.

Pentru rezolvarea ecuațiilor diferențiale prin integrare numerică se poate folosi metoda Runge-Kutta, cu observația că pentru un pas mare de integrare metoda devine instabilă. Astfel se preferă integrarea prin metoda trapezului care este numeric stabilă.

- **Rezolvarea ecuațiilor liniilor lungi cu ajutorul transformărilor integrale**

Dintre metodele transformărilor integrale, pentru rezolvarea ecuațiilor liniilor lungi se utilizează transformarea Laplace și transformarea Fourier.

- **Rezolvarea ecuațiilor liniilor lungi prin metoda undelor călătoare**

În literatură se cunosc mai multe forme particulare de aplicare a metodei undelor directe și reflectate, și anume: metoda caracteristicilor (Schnyder-Bergeron), metoda diagramei-rețea (Bewley), și metoda undelor călătoare.

Scopul acestui capitol este de a obține modele matematice cât mai exacte, concentrate în programe de calcul optimizate din punctul de vedere al timpului de utilizare, astfel încât să poată fi folosite chiar și pentru determinări statistice. Din acest punct de vedere, pe baza metodei transformării Laplace și respectiv a metodei undelor călătoare au fost elaborate două modele matematice de calcul al supratensiunilor care vor fi prezentate în paragrafele următoare.

### **3.2. Modelarea matematică a LEA pentru calculul supratensiunilor de comutație**

#### **3.2.1. Determinarea supratensiunilor pe LEA prin metoda transformării Laplace**

##### *3.2.1.1. Cazul liniei electrice aeriene în gol*

Funcția de răspuns tranzitoriu  $\sigma$  reprezintă tensiunea la capătul terminal al liniei atunci când la începutul ei se aplică o tensiune treaptă unitate. Modelul matematic abordat pentru determinarea tensiunilor terminale ale liniei atunci când la începutul ei se aplică un sistem trifazat simetric de tensiuni se bazează pe aplicarea integralei Duhamel în condițiile cunoașterii funcției de răspuns tranzitoriu  $\sigma$  [38].

Determinarea cât mai exactă a funcției de răspuns tranzitoriu  $\sigma$  într-un regim de funcționare al LEA mai rar întâlnit, acela de mers în gol, se explică prin aceea că acest model va fi dezvoltat pentru alte regimuri de funcționare, mai complexe din punct de vedere al condițiilor terminale.

Modelul matematic pentru determinarea funcției de răspuns tranzitoriu  $\sigma$  prezintă următoarea succesiune:

- trecerea ecuațiilor liniilor lungi din domeniul timpului în transformată Laplace.
- decuplarea sistemului trifazat prin trecerea din mărimi de fază în componente modale, ilustrată în fig. 3.3, [72].

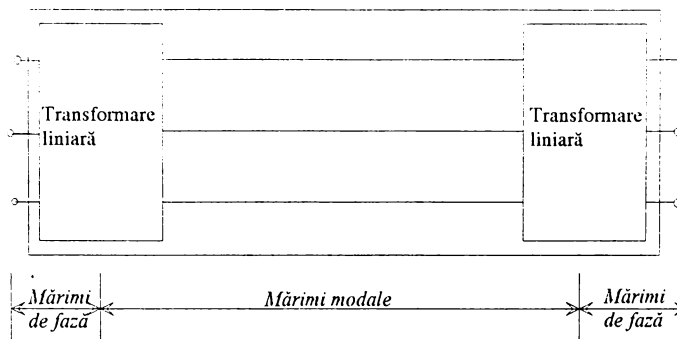


Fig. 3.3 Decuplarea liniei electrice trifazate

În cazul în care linia este perfect simetrizată se pot utiliza componentele  $\alpha, \beta, 0$  (componentele Clarke) [39]. În aceste condiții ecuația tensiunii pe linie se poate scrie:

$$\frac{d^2 \mathbf{U}_{\alpha, \beta, 0}(p)}{dx^2} = \mathbf{T}^{-1} \cdot \mathbf{Z}(p) \cdot \mathbf{Y}(p) \cdot \mathbf{T} \cdot \mathbf{U}_{\alpha, \beta, 0}(p) \quad (3.10)$$

unde  $\mathbf{Z}(p)$  și  $\mathbf{Y}(p)$  reprezintă matricile impedanței respectiv admitanței linice în componente de fază iar  $\mathbf{T}$  reprezintă matricea de transformare în componente  $\alpha, \beta, 0$  și este dată de următoarea relație:

$$\mathbf{T} = \left( \left( -\frac{1}{\sqrt{6}} \quad \frac{1}{\sqrt{2}} \quad \frac{1}{\sqrt{3}} \right); \left( \frac{\sqrt{2}}{\sqrt{3}} \quad 0 \quad \frac{1}{\sqrt{3}} \right); \left( -\frac{1}{\sqrt{6}} \quad -\frac{1}{\sqrt{2}} \quad \frac{1}{\sqrt{3}} \right) \right)^T \quad (3.11)$$

- determinarea matricii funcției de răspuns tranzitoriu  $\sigma$  în componente  $\alpha, \beta, 0$  care va fi de forma:

$$\sigma_{\alpha, \beta, 0} = \begin{bmatrix} \sigma_{\alpha}(p) & 0 & 0 \\ 0 & \sigma_{\beta}(p) & 0 \\ 0 & 0 & \sigma_0(p) \end{bmatrix} \quad (3.12)$$

- determinarea originalilor lui  $\sigma_{\alpha, \beta, 0}(p)$  prin aplicarea inversei transformării Laplace [48].
- revenirea la mărimile de fază cu ajutorul matricilor  $\mathbf{T}$  respectiv  $\mathbf{T}^{-1}$ , obținând  $\sigma(t)$ ,

matrice simetrică de ordinul 3 a cărei elemente sunt de forma:

$$\sigma_{ii}(t) = \frac{2 \cdot \sigma_{\alpha}(t) + \sigma_0(t)}{3}, \sigma_{ij}(t) = \frac{\sigma_0(t) - \sigma_{\alpha}(t)}{3} \quad (3.13)$$

$\sigma_{ii}(t)$  reprezintă răspunsul propriu al liniei pentru o fază,  $\sigma_{ij}(t)$  reprezintă răspunsul mutual al liniei față de o tensiune aplicată constantă.

- determinarea tensiunilor la capătul terminal al liniei când la începutul ei se aplică un sistem trifazat simetric de tensiuni prin aplicarea integralei Duhamel:

$$\mathbf{u}_2(t) = \sigma(t) \cdot \mathbf{u}_1(0) + \int_0^t \sigma(\theta) \cdot \frac{d\mathbf{u}_1(t-\theta)}{d\theta} d\theta \quad (3.14)$$

unde  $\mathbf{u}_2(t)$  reprezintă matricea coloană a tensiunilor la capătul terminal al liniei iar  $\mathbf{u}_1(t)$  matricea coloană a tensiunilor aplicate capătului de alimentare al liniei.

#### A. Calculul constantei de propagare a liniei în componente $\alpha, \beta, 0$

Expresia impedanței lineice în transformată Laplace ce va fi utilizată în continuare se adoptă de forma [41], [57]:

$$Z_i(p) = L_i \cdot p + d_i \cdot \sqrt{p} + a_i + \frac{b}{\sqrt{p} + c}, i=\alpha, \beta, 0 \quad (3.15)$$

unde  $L$  reprezintă inductivitatea conductorului de fază calculată fără considerarea efectului pelicular și a prezenței solului. Al doilea și al treilea termen în expresia (3.15) reprezintă corecții aduse expresiei impedanței lineice luând în considerare efectul pelicular și prezența solului real. Ultimul termen din expresia impedanței lineice apare doar în componenta 0 pentru o mai bună reprezentare a influenței solului.

Expresia utilizată pentru admitanța lineică este:

$$Y_i(p) = C_i \cdot p, i=\alpha, \beta, 0 \quad (3.16)$$

Cu  $Z_i(p)$  și  $Y_i(p)$ ,  $i=\alpha, \beta, 0$  date de expresiile (3.15) și (3.16) constanta de propagare se poate scrie:

$$\gamma_i^2(p) = L_i \cdot C_i \cdot p^2 \left( 1 + \frac{d_i}{L_i \cdot \sqrt{p}} + \frac{a_i}{p \cdot L_i} + \frac{b}{p \cdot L_i (\sqrt{p} + c)} \right) \quad i=\alpha, \beta, 0 \quad (3.17)$$

Ultimul termen în expresia (3.17) apare doar în componenta 0 din dorința de a îmbunătăți modul de considerare a influenței solului asupra parametrilor LEA.

Se obține după câteva transformări și folosind [81]:

$$\gamma_i^2(p) = L_i \cdot C_i \cdot p^2 \cdot \left[ \left( 1 + \frac{d_i}{2 \cdot L_i \cdot \sqrt{p}} + \frac{a_i}{2 \cdot L_i \cdot p} - \frac{d_i^2}{8 \cdot L_i^2 \cdot p} \right)^2 - \frac{d_i}{L_i} \cdot \left( \frac{a_i}{2 \cdot L_i} - \frac{d_i^2}{8 \cdot L_i^2} \right) \cdot \frac{1}{p \cdot \sqrt{p}} \right. \\ \left. + \frac{b}{L_i \cdot p \cdot (\sqrt{p} + c)} - \left( \frac{a_i}{2 \cdot L_i} - \frac{d_i^2}{8 \cdot L_i^2} \right)^2 \cdot \frac{1}{p^2} \right] \quad (3.18)$$

unde s-au utilizat notațiile:  $B_{1i} = \frac{d_i}{2 \cdot L_i}$ ;  $B_{2i} = \frac{a_i}{2 \cdot L_i} - \frac{d_i^2}{8 \cdot L_i^2}$ ;  $B_3 = \frac{b}{L_o}$   $i=\alpha, \beta, 0$  (3.19)

După o dezvoltare în serie Taylor de forma (3.20) și cu notațiile (3.19) se obține forma finală a constantei de propagare (3.21).

$$\sqrt{u^2 + v} = u \cdot \left( 1 + \frac{v}{2u^2} + \frac{v^2}{8u^4} + \dots \right); \left| \frac{v}{u^2} \right| < 1 \quad (3.20)$$

$$\gamma_i(p) = p \cdot \sqrt{L_i C_i} \cdot \left[ \left( 1 + \frac{B_{1i}}{\sqrt{p}} + \frac{B_{2i}}{p} \right) + \frac{1}{p + B_{1i} \sqrt{p} + B_{2i}} \left( -\frac{B_{1i} \cdot B_{2i}}{\sqrt{p}} + \frac{B_3}{2 \cdot (\sqrt{p} + c)} - \frac{B_{2i}^2}{2 \cdot p} \right) \right] \quad i=\alpha, \beta, 0 \quad (3.21)$$

### B. Calculul funcției de răspuns tranzitoriu în componente $\alpha, \beta, 0$

Pentru linia în gol, soluția ecuației (3.10) în cazul în care tensiunea aplicată liniei de lungime  $l$  este tensiunea treaptă unitate are forma:

$$\sigma_{\alpha, \beta, 0}(p) = \frac{2}{p} \cdot \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \cdot e^{-(2 \cdot n + 1) \cdot l \cdot \gamma_{\alpha, \beta, 0}(p)} \quad (3.22)$$

Înlocuind în relația (3.22) constanta de propagare sub forma dată de relația (3.21) se obține:

$$\sigma_i(p) = \frac{2}{p} \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \cdot e^{-(2n+1)L_i \sqrt{L_i C_i} p} \cdot e^{-B_{ii}(2n+1)L_i \sqrt{L_i C_i} \sqrt{p}} \cdot \left\{ -(2n+1)L_i \sqrt{L_i C_i} \left( B_{2i} \frac{B_{1i} B_{2i} \sqrt{p}}{p + B_{1i} \sqrt{p} + B_{2i}} + \frac{B_{3i} p}{2(\sqrt{p} + c)(p + B_{1i} \sqrt{p} + B_{2i})} - \frac{B_{2i}^2}{2(p + B_{1i} \sqrt{p} + B_{2i})} \right) \right\} \quad i = \alpha, \beta, 0 \quad (3.23)$$

Pentru componentele  $\alpha, \beta$  calculând valorile parametrilor se observă că  $1 < B_2 < 2$  și  $B_2 > 0$ . În aceste condiții nu este posibilă factorizarea în domeniul real a expresiei  $p + B_1 \cdot \sqrt{p} + B_2$  dar se poate neglija  $B_2$  în raport cu  $|p + B_1 \cdot \sqrt{p}|$ . După dezvoltarea în serie a relației (3.23) și ținând cont că  $B_3 = 0$  pentru componentele  $\alpha, \beta$  funcția de răspuns tranzitoriu va fi:

$$\sigma_{\alpha, \beta}(p) = 2 \cdot \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n e^{-p \tau_n} \cdot e^{-B_2 \tau_n} \cdot \left\{ \left( 1 - \frac{\tau_n B_2}{2} \right) \frac{e^{-B_1 \tau_n \sqrt{p}}}{p} + \tau_n \frac{e^{-B_1 \tau_n \sqrt{p}}}{2} \cdot \left( \frac{B_1}{\sqrt{p}} - \frac{B_1 \sqrt{p}}{p + B_1 \sqrt{p} + B_2} - \frac{B_1^2 + B_2^2}{p + B_1 \sqrt{p} + B_2} \right) \right\} \quad (3.24)$$

unde 
$$\tau_n = (2n + 1) \sqrt{L_i C_i} \cdot l \quad (3.25)$$

reprezintă multiplul duratei de propagare  $\tau$  a undelor pe linie.

Cu condiția  $B_2 < |p + B_1 \cdot \sqrt{p}|$  forma finală a funcției de răspuns tranzitoriu pentru componentele  $\alpha, \beta$  va fi:

$$\sigma_{\alpha, \beta}(p) = 2 \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n e^{-p \tau_n} \cdot e^{-B_2 \tau_n} \cdot \left[ \left( 1 - \frac{\tau_n B_2}{2} \right) \frac{e^{-B_1 \tau_n \sqrt{p}}}{p} + \tau_n \frac{e^{-B_1 \tau_n \sqrt{p}}}{2} \left( \frac{B_1}{\sqrt{p}} - \frac{B_1}{\sqrt{p} + B_1} - \frac{B_1^2 + B_2^2}{\sqrt{p}(\sqrt{p} + B_1)} \right) \right] \quad (3.26)$$

Pentru componenta 0,  $B_3 \neq 0$ ,  $c \neq 0$  și  $B_2 < 0$  astfel încât aproximația anterioară nu mai e valabilă. În aceste condiții se procedează la descompuneri în sume de factori liniari în raport cu  $\sqrt{p}$  ceea ce conduce la:

$$\sigma_0(p) = 2 \cdot \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \cdot e^{-\tau_n p} \cdot \left[ \left( 1 - \frac{\tau_n}{2} \right) \cdot \frac{e^{-B_1 \tau_n \sqrt{p}}}{p} + \frac{\tau_n \cdot B_1}{2} \cdot \frac{e^{-B_1 \tau_n \sqrt{p}}}{\sqrt{p}} + \sum_{i=1}^3 A_i(B_i) \frac{e^{-B_1 \tau_n \sqrt{p}}}{\sqrt{p} + K_i} \right] \quad (3.27)$$



$$\text{unde } A_1 = \frac{\tau_n}{K_1 - K_2} \cdot \left[ \frac{B_1 \cdot B_2}{K_1} - \frac{B_2^2}{2 \cdot K_1^2} - \frac{B_3}{2 \cdot (K_1 - c)} \right] \quad (3.28)$$

$$A_2 = \frac{\tau_n}{K_1 - K_2} \cdot \left[ \frac{B_1 \cdot B_2}{K_2} - \frac{B_2^2}{2 \cdot K_2^2} - \frac{B_3}{2 \cdot (K_2 - c)} \right] \quad (3.29)$$

$$A_3 = -\frac{\tau_n \cdot B_3}{(K_1 - c) \cdot (K_2 - c)} \quad (3.30)$$

$$K_{1,2} = \frac{B_1}{2} \pm \sqrt{\frac{B_1^2}{4} - B_2}, \quad K_3 = c \quad (3.31)$$

### Ĉ. Calculul funcției de răspuns tranzitoriu în domeniul timpului

Pentru găsirea originalului expresiei (3.26) se aplică transformarea inversă Laplace cât și teorema translației corespunzătoare operatorului  $p$ . După câteva transformări simple și folosind tabelele din [48] pentru aflarea originalelor unor funcții se obține:

$$\sigma_{\alpha, \beta}(t - \tau_n) = 2 \cdot \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n e^{-\tau_n \cdot B_2} \cdot \left[ \begin{aligned} &\left(1 - \frac{\tau_n \cdot B_2}{2}\right) \cdot \operatorname{erfc}_c \frac{B_1 \cdot \tau_n}{2 \cdot \sqrt{t - \tau_n}} \\ &- \frac{\tau_n \cdot B_2}{2} \cdot e^{B_1^2 \cdot t} \cdot \operatorname{erfc}_c \left( \frac{B_1 \cdot \tau_n}{2 \cdot \sqrt{t - \tau_n}} + B_1 \cdot \sqrt{t - \tau_n} \right) \end{aligned} \right] \quad (3.32)$$

Pentru determinarea expresiei funcției de răspuns tranzitoriu în domeniul timpului pentru componenta 0 au fost determinate originale următoarelor funcții transformate Laplace, [57]:

$$\mathcal{L}^{-1} \left[ \frac{e^{-a\sqrt{p}}}{\sqrt{p+b}} \right] = \frac{e^{-a^2/4t}}{\sqrt{\pi \cdot t}} - b \cdot e^{b(a+b)t} \cdot \operatorname{erfc}_c \left( \frac{a}{2 \cdot \sqrt{t}} + b \cdot \sqrt{t} \right) \quad (3.33)$$

$$\mathcal{L}^{-1} \left[ \frac{e^{-a\sqrt{p}}}{\sqrt{p-b}} \right] = \frac{e^{-a^2/4t}}{\sqrt{\pi \cdot t}} + b \cdot e^{-b(a-b)t} \cdot \operatorname{erfc}_c \left( \frac{a}{2 \cdot \sqrt{t}} - b \cdot \sqrt{t} \right) - b \cdot e^{b(a+b)t} \cdot \operatorname{erfc}_c \left( \frac{a}{2 \cdot \sqrt{t}} + b \cdot \sqrt{t} \right) \quad (3.34)$$

În aceste condiții pentru  $K_1 < 0$ ,  $K_2 > 0$  funcția de răspuns tranzitoriu în domeniul timpului, pentru componenta 0 este:

$$\sigma_0(t - \tau_n) = 2 \sum_{n=0}^{\infty} (-1)^n \cdot \left[ \left( 1 - \frac{\tau_n \cdot B_2}{2} \right) \cdot \operatorname{erfc} \frac{\tau_n \cdot B_{12}}{2 \cdot \sqrt{t - \tau_n}} + \sum_{l=1}^3 A_l \cdot K_l \cdot e^{K_l(B_1 \tau_n + K_l(t - \tau_n))} \cdot \operatorname{erfc} \left( \frac{B_1 \cdot \tau_n}{2 \cdot \sqrt{t - \tau_n}} + K_l \cdot \sqrt{t - \tau_n} \right) \right] \quad (3.35)$$

Având acum determinată funcția de răspuns tranzitoriu în componente  $\alpha, \beta, 0$  cu ajutorul relațiilor (3.13) se determină matricea  $\sigma(t)$  în componente de fază.

#### D. Determinarea supratensiunilor în cazul conectării LEA în gol

Considerând sursa de alimentare ca un sistem trifazat de tensiuni de putere infinită, deci impedanță interioară nulă, supratensiunile la capătul în gol al liniei se determină pe baza integralei Duhamel, relația (3.14).

Pe baza modelului matematic prezentat în acest paragraf s-a întocmit programul de simulare "Laplace" bazat pe mediul de programare MATLAB versiunea 2.b, a cărui ordinogramă principală este prezentată în anexa 1.

Programul de simulare "Laplace" a fost testat pentru cazul unei linii electrice trifazate cu tensiunea nominală  $U_n=400$  kV, lungimea  $l=400$  km cu câte doi conductori pe fază având secțiunea  $450/75$  mm<sup>2</sup>, OL-A1, diametrul  $29,25$  mm<sup>2</sup> și doi conductori de gardă din OL cu secțiunea de  $150$  mm<sup>2</sup>. Coronamentul geometric al liniei este schițat în fig. 3.4 fiind dat de stâlpul PASS-400 [82]. Rezistivitatea solului a fost considerată  $\rho=100$  Ωm.

Pe baza acestor elemente se determină parametrii LEA, expresiile corespunzătoare ale impedanței lineice și admitanței lineice pe unitate de lungime în componente  $\alpha, \beta, 0$  fiind:

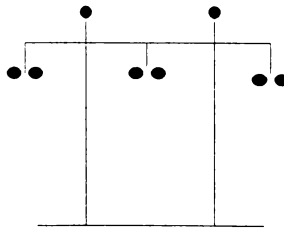


Fig.3.4 Coronamentul geometric al LEA cu  $U_n=400$  kV

$$Z_{\alpha,\beta}(p) = 1,059 \cdot 10^{-3} p + 3,046 \cdot 10^{-3} \sqrt{p} + 5,46 \cdot 10^{-3} \quad \Omega/\text{km} \quad (3.36)$$

$$Z_0(p) = 2,089 \cdot 10^{-3} p + 43,06 \cdot 10^{-3} \sqrt{p} + 5,46 \cdot 10^{-3} + \frac{90}{\sqrt{p} - 75} \quad \Omega/\text{km} \quad (3.37)$$

$$Y_{\alpha,\beta}(p) = 10,59 \cdot 10^{-9} p \quad \text{S/km} \quad (3.38)$$

$$Y_0(p) = 8,72 \cdot 10^{-9} p \quad \text{S/km} \quad (3.39)$$

În fig. 3.5 și fig. 3.6 sunt prezentate funcțiile de răspuns tranzitoriu, componentele  $\alpha,\beta$  și respectiv componenta 0 pentru situația descrisă mai sus. Datorită modelării exacte a dependenței de frecvență a parametrilor LEA, prin redarea influenței efectului pelicular și respectiv al solului asupra impedanței lineice se observă atenuarea puternică a componentei 0 care ajunge foarte rapid la o valoare staționară.

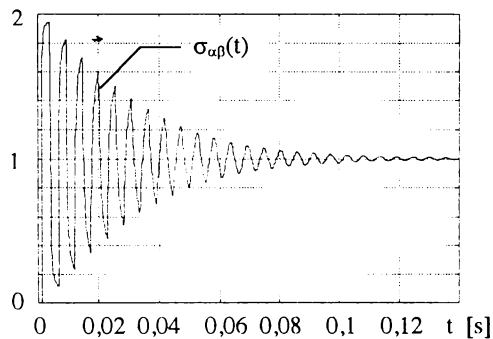


Fig. 3.5 Funcția de răspuns tranzitoriu- LEA în gol, componenta  $\alpha,\beta$

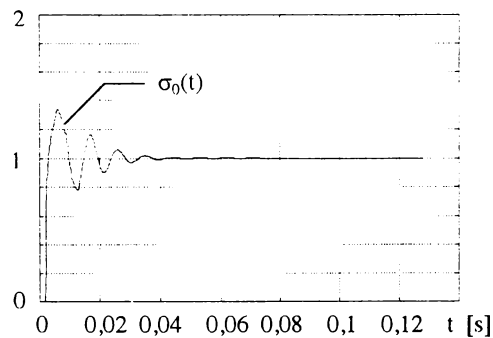


Fig. 3.6 Funcția de răspuns tranzitoriu- LEA în gol, componenta 0

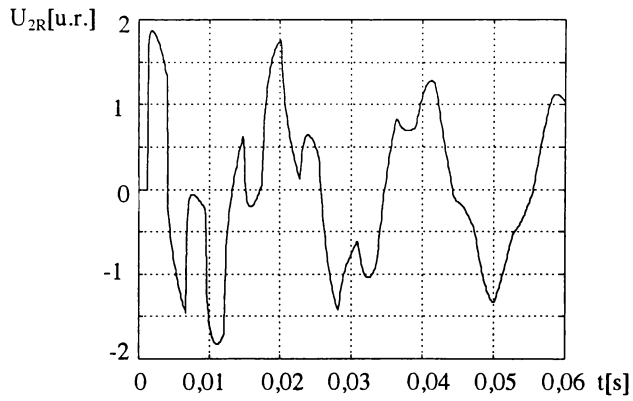


Fig. 3.7.a Tensiunea la capătul LEA, faza R

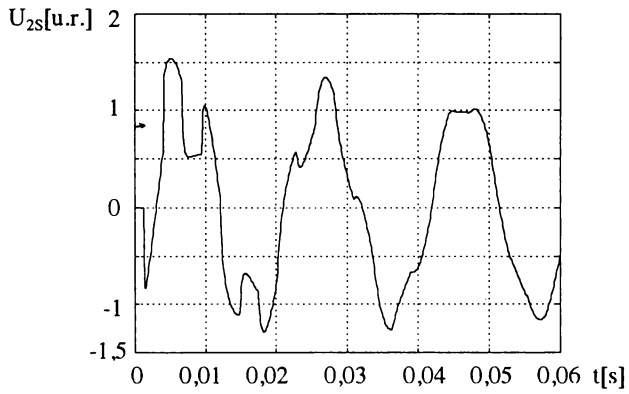


Fig. 3.7.b Tensiunea la capătul LEA, faza S

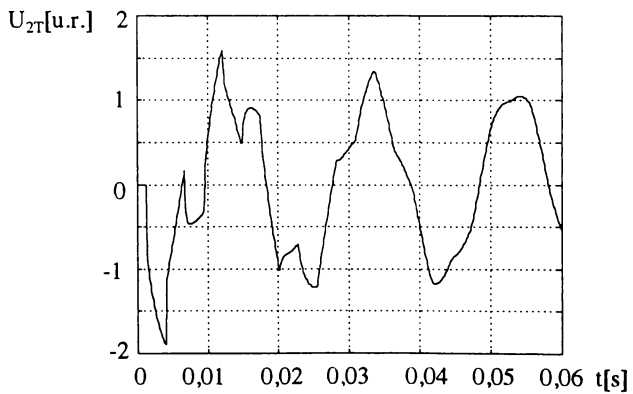


Fig. 3.7.c Tensiunea la capătul LEA, faza T

În figura 3.7 sunt prezentate supratensiunile în cazul conectării simultane a liniei în gol, considerând sursa de alimentare de putere infinită. Momentul conectării a fost considerat cel al trecerii prin maxim a tensiunii sursei pe faza R. Valorile maxime ale tensiunilor la capătul terminal al liniei pe cele trei faze, exprimate în unități relative sunt:  $U_{2R}=1,86$ ,  $U_{2S}=1,54$ ,  $U_{2T}=-1,89$ .

### 3.2.1.2. Cazul LEA cu element terminal de tip rezistență

Pe baza rezultatelor analitice obținute pentru cazul LEA în gol s-a dezvoltat modelul matematic al liniei electrice aeriene conectată la o sursă de putere infinită având la capătul receptor conectat un rezistor. Succesiunea de dezvoltare a modelului matematic este aceeași ca în cazul liniei în gol.

#### A. Calculul funcției de răspuns tranzitoriu în componente $\alpha, \beta, 0$

Soluția ecuațiilor telegrafistilor (3.10) în transformată Laplace, exprimând tensiunea în punctul  $x$  pe LEA de lungime  $l$  care are la capăt conectat un rezistor  $R_2$  este dată de relația:

$$U_2(p, x)_{\alpha, \beta, 0} = U_1(p) \cdot \frac{e^{-\gamma(p)_{\alpha, \beta, 0}(l-x)} - e^{-\gamma(p)_{\alpha, \beta, 0}(1+x)}}{1 - \delta \cdot e^{-2\gamma(p)_{\alpha, \beta, 0}l}} \quad (3.40)$$

unde

$$\delta = \frac{1 - \frac{R_2}{Z_c(p)_{\alpha, \beta, 0}}}{1 + \frac{R_2}{Z_c(p)_{\alpha, \beta, 0}}} \quad (3.41)$$

$Z_c(p)$  fiind impedența de undă a liniei.

Dacă tensiunea aplicată la intrarea liniei este de tip treaptă unitate, atunci în relația (3.40)  $U_2(p, x)$  devine funcția de răspuns tranzitoriu. Impedanța de undă  $Z_c(p)$  se exprimă în transformată Laplace sub forma:

$$Z_c(p)_{\alpha, \beta, 0} = \sqrt{\frac{Z_{\alpha, \beta, 0}(p)}{Y_{\alpha, \beta, 0}(p)}} \quad (3.42)$$

Pentru impedența și respectiv admitanța liniei se folosesc expresiile (3.15) și respectiv (3.16). Aplicând în relația (3.40) o dezvoltare de forma:

$$\frac{1}{1 - \delta \cdot e^{-2\gamma(p)l}} = \sum_{n=0}^{\infty} \delta^n \cdot e^{-2n\gamma(p)l} \quad (3.43)$$

funcția de răspuns tranzitoriu pentru cazul liniei cu element terminal de tip rezistor devine:

$$\sigma_{R\alpha,\beta,0}(p) = \frac{1}{p} \cdot \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} \delta^n \cdot e^{[-(2n+1)\gamma_{\alpha,\beta,0}(p)l]} - \sum_{n=0}^{\infty} \delta^{n+1} \cdot e^{[-(2n+1)\gamma_{\alpha,\beta,0}(p)l]} \right\} \quad (3.44)$$

În relația (3.44)  $\delta$  poate fi pus sub forma :

$$\delta = P_1 + P_2 \cdot \frac{\varphi_1(\sqrt{p})}{\varphi_2(\sqrt{p})}, \quad P_1 + P_2 = 1 \quad (3.45)$$

unde  $\varphi_1$  și  $\varphi_2$  sunt funcții polinomiale cu coeficienți constanți. Constantele  $P_1$  și  $P_2$  se exprimă cu ajutorul relațiilor (3.46):

$$P_1 = \frac{1 - R_2 \cdot \sqrt{\frac{C}{L}}}{1 + R_2 \cdot \sqrt{\frac{C}{L}}}, \quad P_2 = \frac{2 \cdot R_2 \cdot \sqrt{\frac{C}{L}}}{1 + R_2 \cdot \sqrt{\frac{C}{L}}} \quad (3.46)$$

În aceste condiții expresia (3.44) devine:

$$\sigma_{R\alpha,\beta,0}(p) = \frac{1}{p} \cdot \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} \left( P_1 + P_2 \cdot \frac{\varphi_1(\sqrt{p})}{\varphi_2(\sqrt{p})} \right)^n \cdot e^{[-(2n+1)\gamma_{\alpha,\beta,0}(p)l]} - \sum_{n=0}^{\infty} \left( P_1 + P_2 \cdot \frac{\varphi_1(\sqrt{p})}{\varphi_2(\sqrt{p})} \right)^{n+1} \cdot e^{[-(2n+1)\gamma_{\alpha,\beta,0}(p)l]} \right\} \quad (3.47)$$

Dezvoltând în relația (3.47) binomul după formula lui Newton și reținând numai primii trei termeni, expresia finală a funcției de răspuns tranzitoriu va fi:

$$\sigma_{R\alpha,\beta,0}(p) = P_2 \cdot \sum_{n=0}^{\infty} \left[ P_1^n + P_1^{n-1} \cdot (n \cdot P_2 - P_1) \cdot \frac{\varphi_1(\sqrt{p})}{\varphi_2(\sqrt{p})} - \right. \\ \left. n \cdot P_1^{n-2} \cdot P_2 \cdot \left( \frac{n-1}{2} \cdot P_2 - P_1 \right) \cdot \left( \frac{\varphi_1(\sqrt{p})}{\varphi_2(\sqrt{p})} \right)^2 \right] \cdot \frac{e^{[-(2-n+1)\gamma_{\alpha,\beta,0}(p)]}}{p} \quad (3.48)$$

## B. Calculul funcției de răspuns tranzitoriu în domeniul timpului

Originalul funcției de răspuns tranzitoriu se determină pe baza teoremei produsului de convoluție. Cu notațiile  $\varphi(\sqrt{p}) = \varphi_1(\sqrt{p}) / \varphi_2(\sqrt{p})$  și  $\sigma_g$  reprezentând expresia funcției de răspuns tranzitoriu în cazul liniei în gol, obținută în paragraful anterior, aplicând transformarea inversă Laplace pentru expresia (3.48) se obține:

$$\sigma_R [t - (2 \cdot n + 1) \cdot \tau] = \frac{P_2}{2} \cdot \left\{ \sum_{n=0}^{\infty} (-P_1)^n \cdot \left[ \int_0^{t_n} \varphi(t_n - \theta) \cdot \sigma_g(\theta) d\theta \right] \right\} \quad (3.49)$$

Determinarea originalului funcției  $\varphi(\sqrt{p})$  se bazează pe determinarea prealabilă pe baza teoremei lui Heaviside a originalului funcției  $\varphi(p)$  utilizând relația generală:

$$\varphi(t) = \frac{1}{\sqrt{\pi \cdot t}} \cdot \int_0^{\infty} \frac{\theta}{2 \cdot t} \cdot e^{\left( \frac{-\theta^2}{4t} \right)} \cdot \mathcal{L}^{-1}[\varphi(p)] \cdot d\theta = \\ \frac{1}{\sqrt{\pi \cdot t}} \sum_{i=1}^n \left[ A_i \cdot \int_0^{\infty} \frac{\theta}{2 \cdot t} \cdot e^{\left( \frac{-\theta^2}{4t} + a_i \cdot \theta \right)} \cos b_i \cdot \theta \cdot d\theta - B_i \cdot \int_0^{\infty} \frac{\theta}{2 \cdot t} \cdot e^{\left( \frac{-\theta^2}{4t} + a_i \cdot \theta \right)} \sin b_i \cdot \theta \cdot d\theta \right] \quad (3.50)$$

unde  $n$  reprezintă numărul perechilor de de poli ai funcției  $\varphi(p)$ , sub forma  $a_i + jb_i$  iar  $A_i$  și  $B_i$  sunt constante ce se exprimă cu ajutorul relațiilor:

$$A_i = \frac{2 \cdot \left\{ \operatorname{Re}[\varphi_1(p_i)] \cdot \operatorname{Re} \left[ \frac{\partial \varphi_2(p_i)}{\partial t} \right] + \operatorname{Im}[\varphi_1(p_i)] \cdot \operatorname{Im} \left[ \frac{\partial \varphi_2(p_i)}{\partial t} \right] \right\}}{\operatorname{Re}^2 \left[ \frac{\partial \varphi_2(p_i)}{\partial t} \right]^2 + \operatorname{Im}^2 \left[ \frac{\partial \varphi_2(p_i)}{\partial t} \right]^2} \quad (3.51)$$

$$B_i = \frac{2 \cdot \left\{ \operatorname{Re} \left[ \frac{\partial \varphi_2(p_i)}{\partial t} \right] \cdot \operatorname{Im}[\varphi_1(p_i)] - \operatorname{Re}[\varphi_1(p_i)] \cdot \operatorname{Im} \left[ \frac{\partial \varphi_2(p_i)}{\partial t} \right] \right\}}{\operatorname{Re}^2 \left[ \frac{\partial \varphi_2(p_i)}{\partial t} \right]^2 + \operatorname{Im}^2 \left[ \frac{\partial \varphi_2(p_i)}{\partial t} \right]^2} \quad (3.52)$$

O metodă de evaluare a integralelor din relația (3.50) o reprezintă integrarea numerică prin cuadratura Gauss-Hermite [81]. După transformarea succesivă a funcțiilor Weber-Hermite până la o formă accesibilă în practică [82] se obține :

$$\varphi(t) = 2 \cdot \sum_{i=1}^n \left\{ a_i \cdot e^{[(a_i^2 - b_i^2)t]} \cdot \left[ A_i \cdot \frac{\cos(2 \cdot a_i \cdot b_i \cdot t + \alpha_i)}{\cos \alpha_i} - B_i \cdot \frac{\sin(2 \cdot a_i \cdot b_i \cdot t + \alpha_i)}{\cos \alpha_i} \right] + \frac{1}{\sqrt{\pi} \cdot t} \left[ A_i \cdot \sum_{k=0}^{\infty} \frac{2^k \cdot (t \cdot r_i^2)^k}{(2 \cdot k - 1)!} \cdot \cos 2 \cdot k \cdot \alpha_i - B_i \cdot \sum_{k=0}^{\infty} \frac{2^k \cdot (t \cdot r_i^2)^k}{(2 \cdot k - 1)!} \cdot \sin 2 \cdot k \cdot \alpha_i \right] \right\} \quad (3.53)$$

unde  $r_i^2 = a_i^2 + b_i^2$  și  $\alpha_i = \operatorname{arctg} \frac{b_i}{a_i}$ .

Modelul matematic al liniei cu element terminal rezistor este un element intermediar care va fi dezvoltat în continuare pentru obținerea modelului matematic al LEA cu element terminal neliniar, de tip rezistiv sau inductiv. Determinarea expresiei funcției de răspuns tranzitoriu  $\sigma_R(t)$  presupune deci parcurgerea următoarelor etape:

- determinarea funcției de răspuns tranzitoriu  $\sigma_R(t)$  pentru regimul de mers în gol al LEA conform §.3.2.1.1.
- evaluarea coeficienților polinoamelor  $\varphi_1(\sqrt{p})$  și  $\varphi_2(\sqrt{p})$  pe baza parametrilor LEA.
- calculul poliilor funcției  $\varphi(p)$  utilizând metode numerice.
- determinarea originalului funcției  $\varphi(t)$  utilizând relația (3.53).
- calculul funcției  $\sigma_R(t)$  în componente  $\alpha, \beta, 0$  pe baza relației (3.49).
- revenirea la mărimi de fază conform §.3.2.1.1.



Având funcția de răspuns tranzitoriu prin analogie cu cele prezentate în cazul liniei în gol se pot determina cu ajutorul integralei Duhamel tensiunile la capătul liniei în situația când linia este alimentată cu un sistem simetric trifazat de tensiuni.

### 3.2.1.3 Cazul LEA cu element terminal neliniar de tip rezistiv sau inductiv

Descărcătorul cu rezistență variabilă (DRV) la capătul terminal al liniei, în scopul de a asigura protecția acestor instalații de înaltă tensiune contra supratensiunilor atmosferice și de comutație, este cazul tipic de element neliniar rezistiv conectat la capătul LEA.

Principial DRV se împart în două categorii și anume DRV cu carbură de siliciu și respectiv DRV cu oxizi metalici (DOM). În ultimii ani se observă dispariția treptată a DRV cu carbură de siliciu prin înlocuirea acestora cu DOM.

Descărcătorul cu oxizi metalici (în general cu oxizi de zinc) DOM are o caracteristică  $u=f(i)$  cu un înalt grad de neliniaritate, cu o pantă aproape infinită în domeniul tensiunilor joase și respectiv o pantă aproape orizontală în domeniul de protecție la supratensiuni. Din punct de vedere analitic, dependența tensiune-curent se poate exprima sub forma [22]:

$$i = p \cdot \left( \frac{u}{u_{\text{ref}}} \right)^q \quad (3.54)$$

unde  $p$ ,  $u_{\text{ref}}$  și  $q$  sunt constante.

Fig. 3.8 prezintă modul de conectare a elementului neliniar rezistiv la capătul LEA, RV reprezentând rezistența DRV iar  $R$  valoarea rezistenței electrice corespunzătoare pierderilor datorită imperfecțiunii izolației liniei.

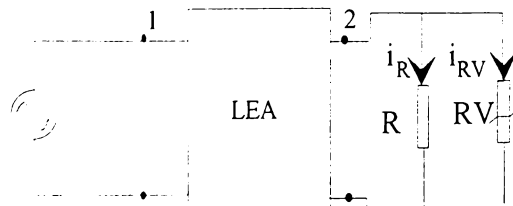


Fig. 3.8 Circuit echivalent al LEA cu DRV

În situația în care DRV este amorsat, aplicând teorema Thevenin se obține curentul prin ramura DRV, în transformată Laplace sub forma:

$$I_{RV}(p) = \frac{U_{2R}(p)}{R_e + R_{RV}} \quad (3.55)$$

unde  $U_{2R}$  reprezintă tensiunea la capătul terminal al liniei, înainte de amorsarea DRV, caz discutat în paragraful anterior.  $R_e$  reprezintă impedanța echivalentă a părții liniare a circuitului, văzută dinspre bornele 2. Aceasta este formată din impedanța de undă  $Z_c$  pur rezistivă în paralel cu rezistența  $R$ .

Originalul expresiei (3.55) în domeniul timpului este de forma:

$$u_2(t) = u_{2R}(t) - R_e \cdot i_{RV}(t) \quad (3.56)$$

Problema este rezolvată în cazul cunoașterii expresiei analitice a dependenței tensiune-curent pentru DRV. O abordare mai facilă pentru calculele practice o oferă utilizarea caracteristicilor grafice, obținute de cele mai multe ori experimental. Aceste caracteristici se liniarizează pe porțiuni, după cum este ilustrat în fig. 3.9.

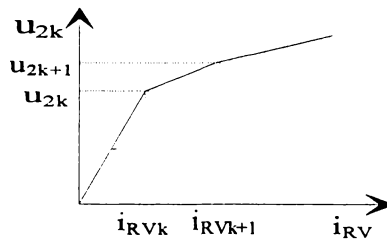


Fig. 3.9 Caracteristică liniarizată  $u_2=f(i_{RV})$

Pentru o porțiune liniarizată limitată de punctele  $k$  și  $k+1$  în fig. 3.9 se poate scrie:

$$u_2 = u_{2k} + \frac{u_{2k+1} - u_{2k}}{i_{RVk+1} - i_{RVk}} \cdot (i_{RV} - i_{RVk}) \quad (3.57)$$

Rezolvând simultan în raport cu  $i_{RV}$  ecuațiile (3.56) și (3.57) se obține:

$$i_{RV}(t) = \frac{u_{2R}(t) - \frac{u_{2k} \cdot i_{RVk+1} - u_{2k+1} \cdot i_{RVk}}{i_{RVk+1} - i_{RVk}}}{R_e + \frac{u_{2k+1} - u_{2k}}{i_{RVk+1} - i_{RVk}}} \quad (3.58)$$

Determinarea tensiunilor terminale ale LEA în cazul în care elementul terminal este neliniar presupune deci parcurgerea următoarelor etape:

- determinarea caracteristicii  $u=f(i)$  liniarizate pe porțiuni a elementului neliniar.
- pentru timpul  $t$ , calculul tensiunii  $u_{2R}(t)$  la capătul LEA cu element terminal rezistor, conform celor prezentate în §.3.2.1.2.
- presupunând punctul de funcționare pe porțiunea liniarizată  $k-k+1$ ,  $i_{RV}$  se determină cu ajutorul relației (3.58).
- dacă  $i_{RVk} \leq i_{RV} \leq i_{RVk+1}$  tensiunile la capătul liniei se calculează imediat cu relația (3.57).
- dacă valoarea obținută pentru  $i_{RV}$  nu se încadrează în intervalul presupus, procedura de căutare continuă pe următorul interval liniarizat  $k+1-k+2$ .

Acest model matematic dezvoltat pentru cazul elementului terminal neliniar de tip rezistiv este aplicabil și în cazul elementului terminal de tip inductivitate neliniară, condiția terminală fiind identică din punct de vedere al caracteristicii tensiune-curent.

Elementul neliniar inductiv tipic este reprezentat de reactorul de compensare transversală a LEA. Acesta poate fi reprezentat sub forma unei rezistențe  $R_2$  în paralel cu o inductivitate  $L_2$ . Pentru acest caz în circuitul echivalent reprezentat în fig. 3.8 rezistența  $RV$  se înlocuiește prin reactanța  $X_2=pL_2$ . Curentul prin ramura inductivă se exprimă prin:

$$I_x(p) = \frac{U_{2R}(p)}{R_e + p \cdot L_2} \quad (3.59)$$

Tensiunile la capătul terminal al liniei se determină astfel:

$$U_2(p) = U_{2R}(p) - \frac{R_e}{R_e + p \cdot L_2} \cdot U_{2R}(p) \quad (3.60)$$

Pentru determinarea originalului expresiei (3.60) se aplică transformarea inversă Laplace și teorema lui Borel, obținându-se în final:

$$u_2(t) = u_{2R}(t) - R_e \cdot \int_0^t u_{2R}(\theta) \cdot e^{\left[ -\frac{R_e}{L_2}(t-\theta) \right]} \cdot d\theta \quad (3.61)$$

Caracteristica de saturație a reactorului  $u_2=f(i_x)$  poate fi reprezentată cu suficientă exactitate sub forma unei caracteristici liniarizate pe porțiuni. Deci tensiunile terminale ale

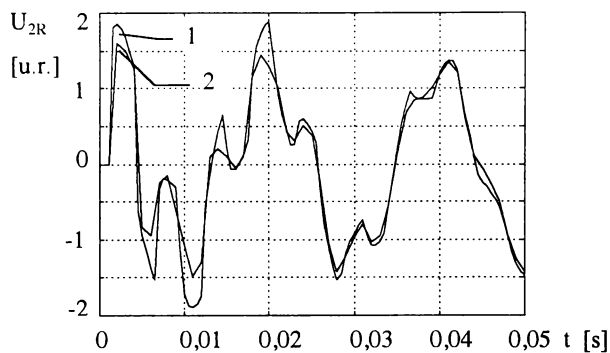


Fig. 3.10.a Tensiunea la capătul LEA - faza R  
1- LEA în gol 2- LEA cu compensare

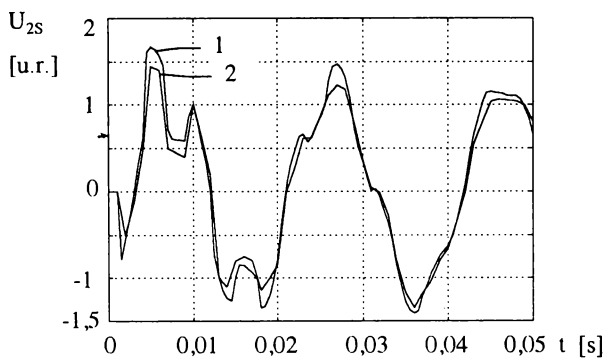


Fig. 3.10.b Tensiunea la capătul LEA - faza S  
1- LEA în gol 2- LEA cu compensare

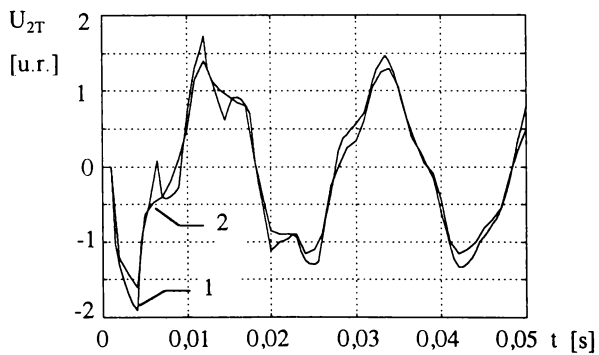


Fig. 3.10.c Tensiunea la capătul LEA - faza T  
1- LEA în gol 2- LEA cu compensare

liniei se pot determina utilizând modelul matematic dezvoltat anterior pentru cazul elementului neliniar rezistiv.

Verificarea modelului matematic pentru calculul supratensiunilor în cazul LEA cu element terminal neliniar a fost făcut utilizând același exemplu ca în cazul liniei în gol. Pentru LEA cu caracteristicile prezentate în §.3.2.1.1 din condiția de compensare totală a puterii reactive, parametrii reactorului de compensare plasat la capătul liniei au rezultat  $X_2=1250 \Omega$  și  $R_2=12560 \Omega$ .

Formele de undă ale supratensiunilor la capătul terminal al LEA obținute în urma simulării conectării LEA la o sursă de putere infinită, în condițiile existenței la capătul terminal a unui reactor de compensare sunt prezentate în fig.3.10. Închiderea simultană a polilor întreruptorului s-a considerat în momentul trecerii prin maxim a tensiunii fazei R.

Saturația reactorului de compensare s-a considerat liniarizând caracteristica tensiune-curent prin trei segmente de dreaptă limitate de valorile tensiunii momentane raportate de: 0-1,1; 1,1-1,4; și peste 1,4. Pentru al doilea segment valoarea inductivității  $L_2$  va reprezenta doar 50 % din valoarea inițială, respectiv 10 % pentru al treilea segment.

În comparație cu cazul liniei în gol, prezentat în fig. 3.7 se observă atenuarea valorilor maxime ale supratensiunilor, pe cele trei faze înregistrându-se următoarele valori pentru primul maxim:  $U_{2R}=-1,58$ ,  $U_{2S}=1,45$ ,  $U_{2T}=-1,60$ .

## 3.2.2. Determinarea supratensiunilor pe LEA prin metoda undelor călătoare

### 3.2.2.1. Cazul liniei electrice aeriene ideale în gol

În cazul liniilor fără pierderi  $R'=G'=0$ , ecuațiile (3.1) și respectiv (3.2) devin:

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = L' \cdot C' \cdot \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \quad (3.62)$$

$$\frac{\partial^2 i}{\partial x^2} = L' \cdot C' \cdot \frac{\partial^2 i}{\partial t^2} \quad (3.63)$$

Metoda undelor călătoare se bazează pe soluția dată de d'Alembert ecuațiilor (3.1) și (3.2), exprimată sub forma:

$$u(x,t) = u_d(x - v \cdot t) + u_r(x + v \cdot t) \quad (3.64)$$

Viteza de propagare a celor două unde este:

$$v = \frac{1}{\sqrt{L' \cdot C'}} \quad (3.66)$$

Tensiunea  $u$  în punctul  $x$  și la momentul  $t$  se determină din suprapunerea celor două funcții  $u_d$  și  $u_r$ , a căror semnificație fizică este aceea de undă directă și respectiv reflectată ce se propagă cu viteza  $v$ . Durata de propagare a undelor pe linia de lungime  $l$  se notează  $\tau=l/v$ .

Cu ajutorul impedanței de undă  $Z_c$  o expresie similară celei dată sub forma (3.64) se obține pentru curent:

$$\vec{i}(x,t) = \frac{1}{Z_c} \cdot [u_d(x - v \cdot t) + u_r(x + v \cdot t)] \quad (3.67)$$

Din relațiile (3.64) și (3.67) se obțin așa numitele caracteristici:

$$\begin{aligned} 2 \cdot u_d(x - v \cdot t) &= u(x,t) + Z_c \cdot i(x,t) \\ 2 \cdot u_r(x + v \cdot t) &= u(x,t) - Z_c \cdot i(x,t) \end{aligned} \quad (3.68)$$

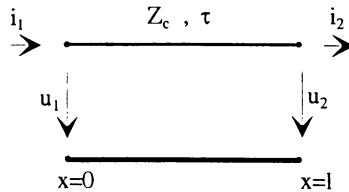


Fig. 3.11 Linie monofazătă fără pierderi

Pentru un observator care se deplasează pe linia monofazătă fără pierderi, reprezentată doar prin impedanța sa caracteristică ca în fig. 3.11, în situația în care

dēplasarea sa este asociată propagării undei directe, pentru acest observator argumentul  $x-vt$  este constant și deci relația între curentul și tensiunea în orice secțiune a liniei în care se găsește observatorul este constantă și egală cu  $2u_d$ . Această tensiune pe care observatorul o înregistrează la momentul  $t-\tau$  la începutul liniei (punctul 1) va fi regăsită la momentul  $t$  la capătul liniei (punctul 2). Același lucru este valabil și pentru un observator care se deplasează cu unda inversă, exprimându-se matematic sub forma:

$$u_1(t-\tau) + Z_c \cdot i_1(t-\tau) = u_2(t) + Z_c \cdot i_2(t) \quad (3.69)$$

$$u_2(t-\tau) - Z_c \cdot i_2(t-\tau) = u_1(t) - Z_c \cdot i_1(t) \quad (3.70)$$

Din relațiile (3.69) și (3.70) se determină tensiunile la cele două capete ale liniei sub forma:

$$u_1(t) = u_2(t-\tau) - Z_c \cdot i_2(t-\tau) + Z_c \cdot i_1(t) = 2 \cdot u_r(t) + Z_c \cdot i_1(t) \quad (3.71)$$

$$u_2(t) = u_1(t-\tau) + Z_c \cdot i_1(t-\tau) - Z_c \cdot i_2(t) = 2 \cdot u_d(t) - Z_c \cdot i_2(t) \quad (3.72)$$

Pe baza relațiilor (3.71) și (3.72) se construiește schema echivalentă din fig. 3.12.

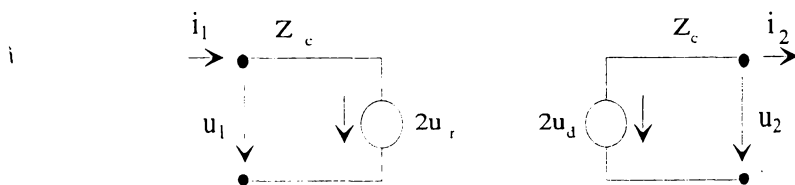


Fig. 3.12 Schema echivalentă a liniei monofazate

Prin acest mod de reprezentare linia electrică este înlocuită la fiecare capăt al ei printr-o conexiune serie a unei surse de tensiune și impedanța de undă  $Z_c$ . Tensiunea sursei echivalente la momentul  $t$  se determină din valorile curentului și tensiunii la celălalt capăt al liniei la momentul  $t-\tau$ . Valorile surselor de tensiune sunt deci cunoscute la orice moment fiind calculabile din mărimi determinate la momente anterioare. Această schemă echivalentă descrie complet linia electrică la cele două capete ale ei. Nu există însă legătură între cele

două capete ale liniei în sens topologic, condițiile la extremitatea opusă exprimându-se doar indirect cu un decalaj în timp egal cu durata de propagare a undelor pe linie.

Luarea în considerare a pierderilor ohmice pe linie se poate face prin introducerea unor rezistențe concentrate [34]. O metodă este de a repartiza valoarea totală a rezistenței liniei în două, plasând cele două rezistențe la cele două capete ale liniei, conform schemei echivalente din fig. 3.13.

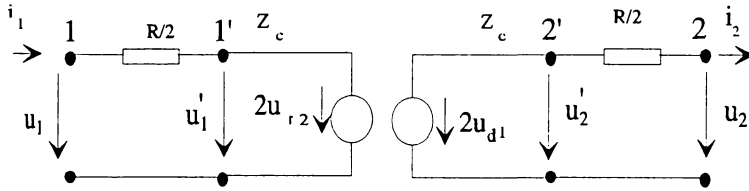


Fig. 3.13 Schema echivalentă a liniei monofazate cu pierderi

Tensiunile în nodurile 1' și 2' se pot exprima în funcție de unda directă și respectiv reflectată sub forma:

$$u'_1 = u_{d1} + u_{r1} \tag{3.73}$$

$$u'_2 = u_{d2} + u_{r2} \tag{3.74}$$

Cu notațiile din fig. 3.13 relațiile (3.73) și (3.74) se pot pune sub forma:

$$u'_1 = \frac{1}{2} \cdot [u'_1 + Z_c \cdot i_1] + \frac{1}{2} \cdot [u'_2(t - \tau) - Z_c \cdot i_2(t - \tau)] \tag{3.75}$$

$$u'_2 = \frac{1}{2} \cdot [u'_2 - Z_c \cdot i_2] + \frac{1}{2} \cdot [u'_1(t - \tau) + Z_c \cdot i_1(t - \tau)] \tag{3.76}$$

Exprimând tensiunile în nodurile 1' și 2' sub forma:

$$u'_1 = u_1 - i_1 \cdot \frac{R}{2} \tag{3.77}$$



$$u_2' = u_2 + i_2 \cdot \frac{R}{2} \quad (3.78)$$

se pot elimina tensiunile  $u_1'$  și respectiv  $u_2'$  din (3.75) și respectiv (3.76) obținându-se în final:

$$u_1(t) = u_2(t - \tau) - i_2(t - \tau) \left( Z_c - \frac{R}{2} \right) + i_1(t) \left( Z_c + \frac{R}{2} \right) \quad (3.79)$$

$$u_2(t) = u_1(t - \tau) + i_1(t - \tau) \left( Z_c - \frac{R}{2} \right) - i_2(t) \left( Z_c + \frac{R}{2} \right) \quad (3.80)$$

Din relațiile (3.79) și respectiv (3.80) se pot scrie ecuațiile tensiunilor la capetele liniei:

$$u_1(t) = 2 \cdot u_r(t) + i_1(t) \cdot \left( Z_c + \frac{R}{2} \right) \quad (3.81)$$

$$u_2(t) = 2 \cdot u_d(t) - i_2(t) \cdot \left( Z_c + \frac{R}{2} \right) \quad (3.82)$$

În relațiile (3.81) și respectiv (3.82) se regăsește cazul liniei fără pierderi în situația în care rezistența de pierderi  $R$  se consideră egală cu 0.

### 3.2.2.2. Cazul liniei electrice aeriene reale în gol. Transformarea Fourier

!

Considerând linia electrică un sistem pasiv liniar și invariant în timp, atunci ea poate fi descrisă prin funcția de transfer  $\underline{G}(\omega)$  sub formă complexă. Aplicând la începutul liniei o tensiune treaptă unitate  $\underline{U}_1(\omega)$  se obține la sfârșitul liniei funcția de răspuns tranzitoriu  $\underline{\sigma}(\omega)$  sub forma:

$$\underline{\sigma}(\omega) = \underline{U}_1(\omega) \cdot \underline{G}(\omega) = \frac{1}{j\omega} \cdot e^{-(\alpha + j\beta)l} \quad (3.83)$$

Partea reală respectiv imaginară a funcției de răspuns tranzitoriu pot fi exprimate pe baza relației (3.83) sub forma:

$$Re \underline{\sigma}(\omega) = -\frac{1}{\omega} \cdot e^{-\alpha(\omega)l} \cdot \sin \beta(\omega) \cdot l \quad (3.84)$$

$$Im\sigma(\omega) = -\frac{1}{\omega} \cdot e^{-\alpha(\omega)t} \cdot \cos\beta\{\omega\} \cdot 1 \quad (3.85)$$

Inversa transformării Fourier pentru un sistem liniar se poate calcula pe baza funcției  $Re\sigma(\omega)$  sau  $Im\sigma(\omega)$ . Dacă se folosește relația (3.85) funcția de răspuns tranzitoriu în domeniul timpului devine:

$$\sigma(t) = -\frac{2}{\pi} \cdot \int_0^{\infty} \frac{1}{\omega} \cdot e^{-\alpha(\omega)t} \cdot \cos\beta(\omega) \cdot 1 \cdot \sin\omega \cdot t \cdot d\omega \quad (3.86)$$

Integrala din relația (3.86) nu poate fi evaluată decât numeric, în condițiile în care ea este convergentă. Pentru calculul ei există mai multe metode. Cele mai simple din punctul de vedere al tehnicii de programare sunt acelea în care pasul de integrare rămâne constant. În această situație din condiția de a obține o precizie foarte mare timpul de integrare rezultă foarte mare.

Scopul acestui capitol este acela de a compara în aceleași condiții mai multe metode matematice de calcul al suprațensiunilor și eventual a alege o variantă care rezultă optimă. Din aceste considerente soluția care conduce la un timp de calcul mare va fi defavorizată în raport cu cea la care timpul de calcul este foarte redus. În aceste condiții pentru reducerea timpului de calcul în expresia funcției de răspuns tranzitoriu  $\alpha$  și  $\beta$  se consideră constante, valorile luate în calcul fiind cele corespunzătoare frecvenței de 50 Hz.

Datorită faptului că integrarea numerică a relației (3.86) nu se realizează decât pînă la o frecvență limită  $\Omega$ , funcția de răspuns tranzitoriu  $\sigma(t)$  prezintă oscilații, cunoscute și sub numele de oscilații Gibbs. Pentru atenuarea acestui fenomen se introduce în expresia de calcul factorul de ponderare [38]:

$$\xi = \frac{\sin \frac{\omega}{\Omega}}{\frac{\omega}{\Omega}} \quad (3.87)$$

Acest factor de ponderare are scopul de a asigura o convergență rapidă a integrandului.

În §.3.2.1 s-a prezentat faptul că o linie electrică privită ca un sistem liniar și pasiv

este descrisă complet prin funcția de răspuns tranzitoriu. Cu ajutorul integralei Duhamel, relația (3.14) pentru orice sistem de tensiuni de intrare  $u_1(t)$  aplicate la începutul liniei, pe baza funcției de răspuns tranzitoriu pot fi determinate tensiunile la capătul liniei,  $u_2(t)$ .

Răspunsul la semnal treaptă unitate calculat pe baza integralei Fourier a fost utilizat pentru a exprima deformarea undelor ce se propagă pe linie. Unda reflectată la capătul 2 al liniei  $u_{r2}$  se poate exprima în funcție de unda directă în capătul 1  $u_{d1}$  și funcția de răspuns tranzitoriu sub forma integralei de convoluție:

$$u_{r2}(t) = u_{d1}(t) \cdot \sigma'(0) + \int_0^t u_{d1}(t-\theta) \cdot \sigma'(\theta) d\theta \quad (3.88)$$

Discretizând funcția de răspuns tranzitoriu  $\sigma(t)$  și ținând cont că pentru  $t=0$ ,  $u_{r2}=0$  și deci termenul aditiv dispare, evaluarea numerică a relației (3.88) conduce la:

$$u_{r2}(m \cdot \Delta t) = \sum_{k=1}^m u_{d1}(m \cdot \Delta t - k \cdot \Delta t) \cdot \Delta\sigma(k \cdot \Delta t) = \sum_{k=1}^m u_{d1}[(m-k) \cdot \Delta t] \cdot \Delta\sigma(k \cdot \Delta t) \quad (3.89)$$

Cazul liniei trifazate se tratează la fel ca și în §.3.2.1.1. Se procedează la decuplarea sistemului trifazat în trei sisteme monofazate utilizând matricea de decuplare în componente  $\alpha, \beta, 0$  dată prin relația (3.11). După determinarea tensiunilor terminale ale liniei în componente  $\alpha, \beta, 0$  se procedează la transformarea inversă în componente de fază.

#### A. Determinarea supratensiunilor în cazul conectării LEA în gol

Pe baza modelului matematic expus anterior s-a întocmit programul de simulare "Fourier" bazat pe același mediu de programare MATLAB 2.b, folosit și în paragraful precedent, a cărui ordinogramă principală este prezentată în anexa 2.

Programul a fost testat pentru cazul liniei electrice trifazate în gol, cu  $U_n = 400$  kV și lungimea  $l=400$  km, celelalte caracteristici fiind prezentate în §.3.2.1.1. În fig. 3.14 și 3.15 sunt prezentate funcțiile de răspuns la semnal treaptă unitate, componentele  $\alpha, \beta$  și respectiv 0. Integrarea numerică a relației (3.86) s-a făcut până la limita superioară de 15000 Hz, printr-o cuadratură de tip Newton-Cotes cu precizia de  $10^{-6}$ . Se observă apariția

oscilațiilor Gibbs în ambele funcții de răspuns tranzitoriu. În cazul componentelor  $\alpha, \beta$  atenuarea este mult mai redusă decât în cazul componentei 0.

Momentul conectării pentru prima fază care încheie a fost considerat sub două aspecte:

- conectare controlată. În acest caz s-a ales momentul de conectare a primei faze la trecerea tensiunii acesteia prin zero sau prin valoarea maximă.

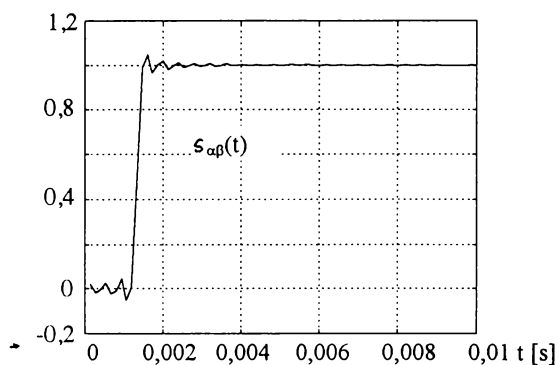


Fig. 3.14 Funcția de răspuns la semnal treptă unitate, LEA în gol, componenta  $\alpha, \beta$

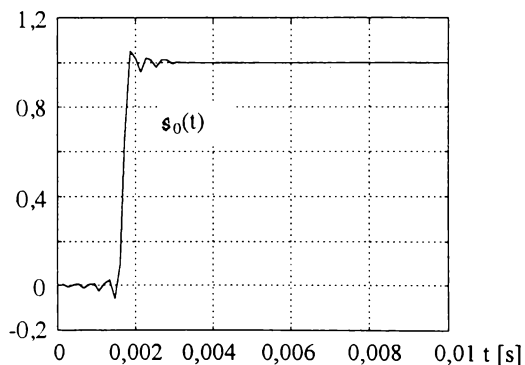


Fig. 3.15 Funcția de răspuns la semnal treptă unitate, LEA în gol, componenta 0

- conectare aleatoare. Alegerea unui moment aleatoriu de conectare a fazei s-a rezolvat în cadrul programului de calcul prin apelarea la funcția “rand” integrată bibliotecii matematice a mediului de programare MATLAB, care furnizează numere aleatorii uniforme distribuite pe intervalul  $[0,1]$ . Cu o transformare liniară aceste numere sunt

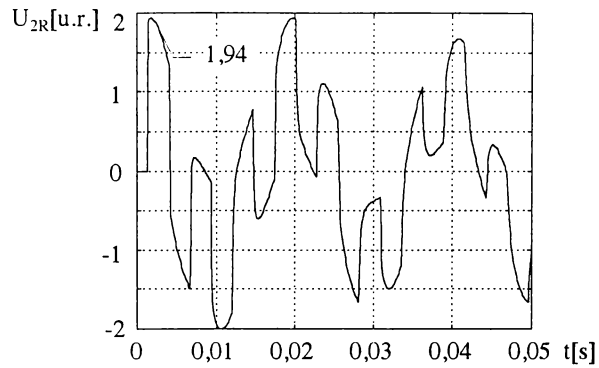


Fig.3.16.a Tensiunea  $U_2$  - faza R, conectare simultană a LEA în gol

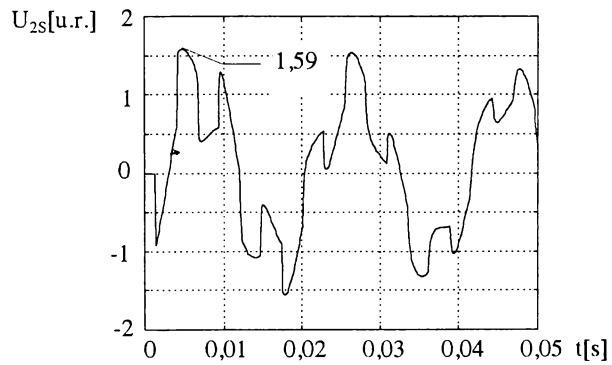


Fig.3.16.b Tensiunea  $U_2$  - faza S, conectare simultană a LEA în gol

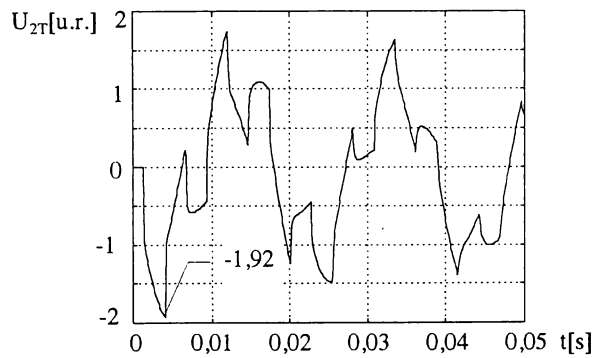


Fig.3.16.c Tensiunea  $U_2$  - faza T, conectare simultană a LEA în gol

translatate pe intervalul  $[0, 2\pi]$ , având astfel posibilitatea de a considera cu probabilitate egală orice moment al conectării fazei.

Pentru celelalte faze se poate considera cazul conectării simultane sau cu întârzieri în timp. Funcție de tipul constructiv al întreruptorului se poate aprecia valoarea medie probabilă a întârzierii la închidere a contactelor față de momentul comandării acestui proces. Considerând că legea de repartiție normală aproximează cel mai bine legea de repartizare a valorilor timpilor reali de anclanșare în jurul mediei, duratele de întârziere a anclanșării se vor determina prin apelarea la funcția “randn” din aceeași bibliotecă matematică.

În fig. 3.16a,b,c sunt prezentate supratensiunile în cazul conectării simultane a liniei în gol, considerând sursa de alimentare de putere infinită. Momentul conectării a fost ales la trecerea prin maxim a tensiunii fazei R. Considerarea pierderilor ohmice pe linie a fost făcută prin inserarea la începutul și respectiv sfârșitul liniei a unei rezistențe de valoare  $0,5R$ . Pentru parametrii liniei, în componente  $\alpha, \beta, 0$  calculați la 50 Hz s-au utilizat următoarele valori:  $R_{\alpha\beta} = 0,04 \Omega/\text{km}$ ,  $R_0 = 0,19 \Omega/\text{km}$ ,  $L_0 = 2,089 \text{ mH}/\text{km}$ ,  $L_{\alpha\beta} = 1,059 \text{ mH}/\text{km}$ ,  $C_0 = 10,59 \text{ nF}/\text{km}$ ,  $C_{\alpha\beta} = 8,72 \text{ nF}/\text{km}$ . Valorile maxime ale tensiunilor obținute la capetele liniei pe cele trei faze sunt indicate în figură.

### 3.2.3. Determinarea supratensiunilor pe LEA cu ajutorul programului MicroTran<sup>®</sup>

#### A. Reprezentarea liniei electrice ideale cu parametri constanți

Programul MicroTran<sup>®</sup> este o variantă a programului cunoscut în literatura de specialitate sub numele **Electromagnetic Transients Program (EMTP)**. EMTP este un program dezvoltat pentru simularea numerică a fenomenelor tranzitorii electromagnetice în sistemele electroenergetice și în circuitele electronice de putere.

Reprezentarea liniei electrice fără pierderi, cu parametri constanți se bazează pe metoda undelor călătoare. Pentru LEA conectată între punctele 1 și 2 (fig.3.17.a) se poate scrie [22]:

$$u_2(t - \tau) + Z_c \cdot i_{21}(t - \tau) = u_1(t) + Z_c \cdot [-i_{12}(t)] \quad (3.90)$$

unde  $\tau$  este durata de propagare a undelor în lungul liniei de lungime  $l$ .

Din relația (3.90) rezultă:

$$i_{12}(t) = \frac{1}{Z_c} u_1(t) + H_{12}(t - \tau) \quad (3.91)$$

unde  $H_{12}(t - \tau)$  este termenul care rezultă din valorile calculate la momentul anterior:

$$H_{12}(t - \tau) = \frac{1}{Z_c} u_2(t - \tau) - i_{21}(t - \tau) \quad (3.92)$$

Analog, pentru capătul 2 al liniei se pot scrie relațiile:

$$i_{21}(t) = \frac{1}{Z_c} u_2(t) + H_{21}(t - \tau) \quad (3.93)$$

$$H_{21}(t - \tau) = \frac{1}{Z_c} u_1(t - \tau) - i_{12}(t - \tau) \quad (3.94)$$

Fig.3.17.b reprezintă schema echivalentă care descrie complet LEA la cele două extremități. Nu există legătură între cele două capete, în sens topologic, condițiile la extremitatea opusă exprimându-se doar indirect, cu un decalaj în timp egal cu  $\tau$ , durata de propagare, prin termenul  $H(t - \tau)$ .

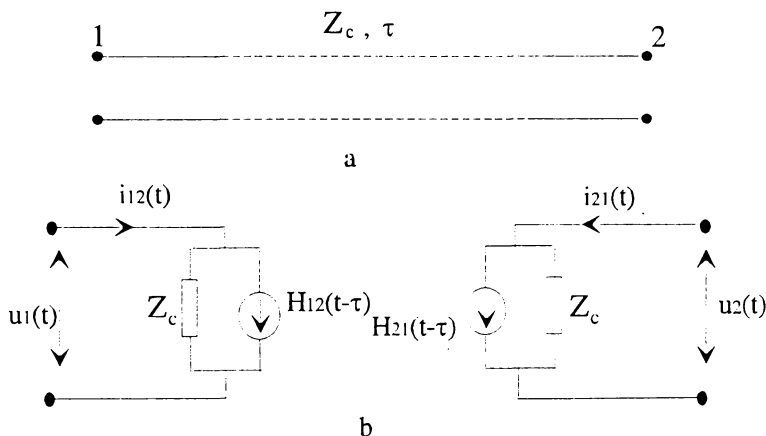


Fig. 3.17 a) LEA fără pierderi b) Schema echivalentă

### B. Reprezentarea elementelor liniare cu parametri concentrați

#### *Reprezentarea inductivității L*

În cazul unei inductivități  $L$  (fig.3.18.a) ecuația diferențială:

$$u_1 - u_2 = L \frac{di_{12}}{dt} \quad (3.95)$$

poate fi integrată în cazul regimurilor tranzitorii prin metoda trapezului:

$$\begin{aligned} i_{12}(t) &= i_{12}(t - \Delta t) + \frac{\Delta t}{2L} \cdot [u_1(t) - u_2(t) + u_1(t - \Delta t) - u_2(t - \Delta t)] = \\ &= \frac{\Delta t}{2L} \cdot [u_1(t) - u_2(t)] + H_{12}(t - \Delta t) \end{aligned} \quad (3.96)$$

unde  $H_{12}(t - \Delta t)$  este termenul cunoscut, rezultând din valorile obținute la momentul  $(t - \Delta t)$ .

În fig. 3.20.b se prezintă schema echivalentă pentru cazul inductivității  $L$  dedusă din relația (3.96).

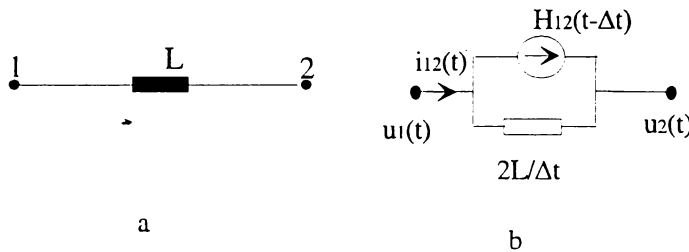


Fig.3.18 a) Inductivitatea  $L$  b) Schema echivalentă

Discretizarea introdusă folosind metoda trapezului produce o eroare de ordinul  $(\Delta t)^3$ . Dacă pasul de timp  $\Delta t$  este suficient de mic, această eroare devine nesemnificativă. Marele avantaj al metodei trapezului este faptul că este numeric stabilă.

O altă metodă de reprezentare aplicabilă în cazul inductivităților sau capacităților este înlocuirea acestor elemente prin linii electrice scurte. Pentru cazul inductivității, respectiva linie se impune să fie în scurtcircuit ( $u_2=0$ ). Pentru a obține parametri echivalenți ai liniei respective, se impune condiția:

$$L' \cdot l = L \quad (3.97)$$

unde:-  $L'$  este inductivitatea pe unitate de lungime a liniei scurte echivalente

$l$  este lungimea acestei linii.

Celălalt parametru care trebuie determinat este durata de propagare  $\tau$  pentru linia



echivalentă, care poate fi exprimată prin:

$$\tau = \sqrt{L' \cdot I \cdot C' \cdot I} \quad (3.98)$$

$\tau$  trebuie să fie cât mai mic posibil. Având în vedere că limita inferioară admisibilă pentru durata de propagare este  $(\Delta t/2)$  [10] se va admite:

$$\tau = \frac{\Delta t}{2} \quad (3.99)$$

În aceste condiții impedanța caracteristică a liniei scurte echivalente devine:

$$Z_c = \sqrt{\frac{L'}{C'}} = \frac{2L}{\Delta t} \quad (3.100)$$

Soluția dată de această linie echivalentă va fi identică cu cea obținută prin metoda trapezului.

Scriind ecuația (3.90) pentru această linie în scurtcircuit ( $u_2=0$ ), rezultă:

$$u_1(t - \Delta t) + Z_c \cdot i_{12}(t - \Delta t) = 0 + Z_c \cdot i_{21}(t - \frac{\Delta t}{2}) \quad (3.101)$$

relație în care s-a ținut cont de faptul că durata de propagare este  $\Delta t/2$ . După încă un interval de timp  $\Delta t/2$ , în punctul 1 se poate scrie:

$$-Z_c \cdot i_{21}(t - \frac{\Delta t}{2}) = u_1(t) - Z_c \cdot i_{12}(t) \quad (3.102)$$

Înlocuind relația (3.101) în (3.100), curentul prin linia echivalentă va fi:

$$i_{12}(t) = \frac{1}{Z_c} \cdot u_1(t) + [\frac{1}{Z_c} \cdot u_1(t - \Delta t) + i_{12}(t - \Delta t)] \quad (3.103)$$

expresia lui  $i_{12}(t)$  fiind identică cu cea determinată prin integrarea numerică folosind metoda trapezului.

### Reprezentarea capacității C

Curentul prin capacitatea C (fig.3.19.a) se poate obține prin integrarea numerică a ecuației:

$$i_{12}(t) = C \cdot \frac{d(u_1 - u_2)}{dt} \quad (3.104)$$

După integrarea numerică prin metoda trapezului, expresia (3.104) devine:

$$\frac{i_{12}(t) - i_{12}(t - \Delta t)}{2} = C \cdot \frac{[u_1(t) - u_2(t)] - [u_1(t - \Delta t) - u_2(t - \Delta t)]}{\Delta t} \quad (3.105)$$

soluție care poate fi pusă și sub forma:

$$i_{12}(t) = \frac{2C}{\Delta t} \cdot [u_1(t) - u_2(t)] + H_{12}(t - \Delta t) \quad (3.106)$$

Relația obținută este similară cu cea pentru inductivitate, schema echivalentă prin care se înlocuiește capacitatea C fiind prezentată în fig.3.19.b. Eroarea introdusă prin discretizare în acest caz este identică cu cea de la inductivitate, fiind  $(\Delta t)^3$ .

Pentru înlocuirea capacității C cu o linie scurtă echivalentă, se impune condiția:

$$C' \cdot l = C \quad (3.107)$$

unde  $C'$  este capacitatea pe unitate de lungime a liniei echivalente și  $l$  este lungimea acesteia.

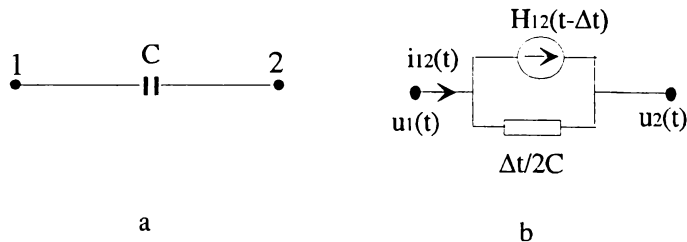


Fig. 3.19 a) Capacitatea C b) Schema echivalentă

Impunând ca durata de propagare în lungul liniei să fie cât mai mică, se alege minimul posibil:

$$\tau = \frac{\Delta t}{2} \quad (3.108)$$

cu observația că această linie echivalentă are capătul opus în gol. În aceste condiții rezultă

impedanța de undă a liniei echivalente sub forma:

$$Z_c = \frac{\Delta t}{2C} \quad (3.109)$$

expresie identică cu cea obținută prin integrarea ecuației diferențiale (3.104) prin metoda trapezului.

### C. Rezolvarea ecuațiilor sistemului

Prin înlocuirea tuturor elementelor de sistem prin impedanțe echivalente, sub forma arătată mai sus în fig.3.17-3.19, se poate întocmi pentru orice sistem electric matricea de admitanță nodală  $\mathbf{Y}$ , iar setul de ecuații care descrie comportarea în timp a sistemului rezultă din scrierea ecuațiilor lui Kichhoff pentru noduri:

$$\mathbf{Y} \cdot \mathbf{u}(t) = \mathbf{i}(t) - \mathbf{H} \quad (3.110)$$

unde:  $\mathbf{u}(t)$  este matricea coloană a tensiunilor în nodurile rețelei,

$\mathbf{i}(t)$  este matricea coloană a curenților injectați în noduri,

$\mathbf{H}$  este matricea coloană constituită din termenii corespunzători surselor de curent echivalente

H.

În cadrul matricii coloană  $\mathbf{u}(t)$  există un set de tensiuni care sunt cunoscute, notate cu B și un set de tensiuni necunoscute notate cu A, astfel încât se poate scrie:

$$\begin{bmatrix} \mathbf{Y}_{AA} & \mathbf{Y}_{AB} \\ \mathbf{Y}_{BA} & \mathbf{Y}_{BB} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{u}_A(t) \\ \mathbf{u}_B(t) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{i}_A(t) \\ \mathbf{i}_B(t) \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \mathbf{H}_A \\ \mathbf{H}_B \end{bmatrix} \quad (3.111)$$

de unde matricea coloană a tensiunilor necunoscute  $\mathbf{u}_A(t)$  se obține sub forma:

$$\mathbf{Y}_{AA} \cdot \mathbf{u}_A(t) = \mathbf{i}_A(t) - \mathbf{H}_A - \mathbf{Y}_{AB} \cdot \mathbf{u}_B(t) \quad (3.112)$$

unde  $\mathbf{i}_A(t) - \mathbf{H}_A = \mathbf{I}_{\text{total}}$ .

Algoritmul de soluționare este un algoritm pas cu pas, în care matricile  $\mathbf{Y}$  rămân neschimbate atâta timp cât nu se schimbă pasul  $\Delta t$ .

Pentru considerarea liniei multifazate cu parametri distribuți, se aplică descompunerea în componente modale, astfel încât linia trifazată să apară compusă din trei LEA monofazate

independente. Această transformare se face la capătul de început al LEA, iar trecerea inversă, în domeniul timpului, la capătul opus. Fiecare mod de propagare este descris de o ecuație de tipul (3.91). Matricea de transformare  $\mathbf{T}$  din componente de fază în componente modale rezultă ca matricea a vectorilor proprii ai matricii  $\mathbf{P}=\mathbf{C}'\mathbf{L}'$ , pentru orice configurație a liniei, unde  $\mathbf{L}'$  și  $\mathbf{C}'$  sunt matricile parametrilor lineici. Pentru linia perfect simetrizată  $\mathbf{T}$  este cunoscută, reprezentând de fapt matricea de transformare în componente  $\alpha, \beta, 0$  [34], relația (3.11). Transformarea inversă în domeniul timpului se face tot prin intermediul matricilor  $\mathbf{T}$  și respectiv  $\mathbf{T}^{-1}$ .

#### D. Reprezentarea LEA cu parametrii dependenți de frecvență

Considerând reprezentarea complexă a liniei monofazate (fig. 3.2), din relația (3.5) rezultă:

$$\underline{U}_2 + \underline{Z}_c \cdot \underline{I}_2 = e^{-\gamma l} \cdot (\underline{U}_1 + \underline{Z}_c \cdot \underline{I}_1) \quad (3.112)$$

Relația (3.112) exprimă faptul că unda directă ce pleacă din nodul 1, multiplicată cu factorul  $e^{-\gamma l}$  se regăsește în nodul 2. Această ecuație este similară celei pentru linia ideală fără pierderi, relația (3.90), cu două excepții: mărimile sunt exprimate acum în domeniul frecvenței și nu al timpului, și respectiv multiplicarea cu factorul  $e^{-\gamma l}$ .

Factorul  $e^{-\gamma l}$  din relația (3.112) reprezintă funcția de transfer a LEA privită ca un sistem liniar, pasiv și invariant în timp. Funcția

$$A(\omega) = e^{-\gamma l} = \frac{1}{\operatorname{ch} \gamma \cdot l + \operatorname{sh} \gamma \cdot l} \quad (3.113)$$

reprezintă tensiunea la capătul liniei, în cazul în care la începutul liniei se aplică o tensiune egală cu un impuls unitar ( $\underline{U}_1(\omega)=1$ ) [22].

În cazul liniei ideale fără pierderi răspunsul la funcția impuls unitar este un impuls unitar la momentul  $t=\tau$ , coresunzător inexistenței atenuării și distorsiunii. De aceea termenii coresunzători surselor echivalente  $H$  din relațiile (3.92) și (3.94) pot fi considerați doar la momentul  $t-\tau$  și cu valoarea lor întreagă, neponderați.

În cazul general al LEA cu parametrii dependenți de frecvență, termenii

corespunzători surselor echivalente  $H$  din relațiile (3.92) și respectiv (3.94) trebuie determinați pentru mai multe momente de timp și ponderați cu ajutorul “funcției pondere”  $a(t)$ . Funcția pondere  $a(t)$  este evaluată aplicând transformata inversă Fourier funcției  $A(\omega)$  dată de relația (3.113). Matematic, această ponderare a termenilor de tipul  $(u+Z_c i)$  la celălalt capătul liniei se realizează cu ajutorul integralei de convoluție:

$$H_{21} = - \int_{\tau}^{\tau_{max}} i_{1-total}(t-u) \cdot a(u) \cdot du \quad (3.114)$$

unde  $i_{1-total} = I_{12} + U_1/Z_c$ .  $\tau$  și respectiv  $\tau_{max}$  reprezintă limitele intervalului de timp în care se modifică  $a(t)$ . În general după aproximativ  $\tau_{max} = 3\tau$  răspunsul la impuls se anulează. Evaluarea integralei din relația (3.114) se face eficient printr-o tehnică recursivă [77], [64].

Pentru reprezentarea impedanței de undă  $Z_c$  sub forma dată de relația (3.6) se adoptă o valoare nenulă pentru  $G'$ , altfel impedanța de undă pentru  $\omega=0$  ar deveni infinită. O reprezentare adecvată pentru considerarea dependenței de frecvență a impedanței de undă o reprezintă aproximarea cu un circuit R-C de tip Foster-I, fig. 3.20.a, în paralel cu o sursă de curent echivalentă  $H_{21}$ . Fiecare bloc R-C din această schemă echivalentă se înlocuiește printr-o sursă de curent echivalentă în paralel cu o rezistență. În final însumând aceste elemente pentru toate blocurile R-C, se obține o sursă de curent  $H_{RC} + H_{21}$  în paralel cu o rezistență  $R_{echiv}$ , fig. 3.22b. Această formă de reprezentare a LEA cu parametrii dependenți de frecvență este similară celei pentru LEA fără pierderi [78].

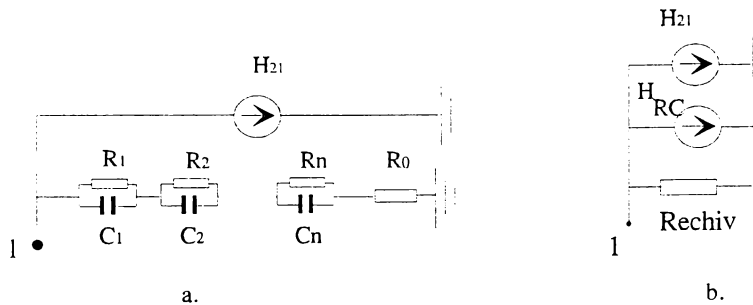


Fig.3.20 Schema echivalentă a LEA cu parametrii dependenți de frecvență- nodul 1

Pentru a reprezenta LEA în forma din fig. 3.20 este nevoie să se transforme parametrii LEA astfel încât să se obțină funcția pondere  $a(t)$  și circuitul R-C ce

aproximează impedanța caracteristică. Pentru aceasta  $Z_c(\omega)$  și  $A(\omega)$  sunt calculate cu o subrutină a programului (FDATA) de la frecvența 0 Hz și până la o frecvență atât de înaltă încât  $A(\omega)$  devine neglijabil de mic iar  $Z_c(\omega)$  devine practic constantă. În modelul dezvoltat de J. Marti [22] și introdus ulterior în programul Microtran<sup>®</sup> funcția  $A(\omega)$  și impedanța de undă exprimată în planul complex  $Z_c(\omega)$  sunt approximate prin funcții raționale sub forma:

$$Z_{ca}(p) = k \cdot \frac{(p+z_1) \cdot (p+z_2) \cdots (p+z_n)}{(p+r_1) \cdot (p+r_2) \cdots (p+r_n)} \quad (3.115)$$

$$A_a(p) = e^{-p\tau_{min}} \cdot k \cdot \frac{(p+z_1) \cdot (p+z_2) \cdots (p+z_n)}{(p+r_1) \cdot (p+r_2) \cdots (p+r_m)} \quad (3.116)$$

Accastă metodă oferă avantajul că funcția pondere  $a(t)$  poate fi scrisă apoi direct sub forma unei sume de funcții exponențiale, fără a mai fi nevoie de o aplica o transformare Fourier inversă, rezolvabilă numai pe cale numerică. De asemenea aproximarea lui  $Z_c(\omega)$  cu o funcție rațională oferă direct valorile rezistențelor și respectiv ale capacităților în circuitul R-C [72].

Funcția rațională care aproximează în planul complex funcția  $A(\omega)$  are poli și zerouri reali, simpli și negativi, dar numărul de zerouri trebuie să fie mai mic decât numărul de poli ( $n < m$ ), fiind dată de relația:

$$A_a(p) = e^{-p\tau_{min}} \cdot \left( \frac{k_1}{s+r_1} + \frac{k_2}{s+r_2} + \cdots + \frac{k_n}{s+r_n} \right) \quad (3.117)$$

Indicele  $a$  indică faptul că este vorba de o aproximare. Factorul  $e^{-p\tau_{min}}$  asigură condiția de inexistență a funcției  $a(t)$  pentru  $t < \tau_{min}$ . După transformarea în domeniul timpului relația (3.117) devine:

$$a_a(t) = \left[ k_1 \cdot e^{-r_1(t-\tau_{min})} + k_2 \cdot e^{-r_2(t-\tau_{min})} + \cdots + k_m \cdot e^{-r_m(t-\tau_{min})} \right] \text{ pt } t \geq \tau_{min} \quad (3.118)$$

$$a_a(t) = 0 \text{ pt } t < \tau_{min}$$

Această funcție pondere  $a_n(t)$  este folosită pentru a calcula termenii de tipul  $H_{21}$  pentru fiecare pas de timp. Sub forma unei sume de funcții exponențiale, integrala din relația (3.114) poate fi rezolvată printr-o metodă recursivă mult mai eficient decât prin integrarea punct cu punct. Contribuția unui singur termen exponențial este:

$$s_i(t) = \int_{\tau_{min}}^{\infty} i(t-u) \cdot k_i \cdot e^{-\tau_i(t-\tau_{min})} du \quad (3.119)$$

unde  $s_i(t)$  poate fi obținut direct din valoarea  $s_i(t-\Delta t)$  cunoscută de la momentul anterior cu ajutorul relației:

$$s_i(t) = c_1 \cdot s_i(t - \Delta t) + c_2 \cdot i(t - \tau_{min}) + c_3 \cdot i(t - \tau_{min} - \Delta t) \quad (3.120)$$

$c_1, c_2, c_3$  fiind constante ce depind de tipul de interpolare folosit pentru  $i$ .

În cazul impedanței de undă  $Z_c(p)$  toți polii și toate zerourile sunt reali, negativi și simpli și  $Z_c(p)$  se poate exprima sub forma:

$$Z_{ca}(s) = k_0 + \frac{k_1}{s + p_1} + \frac{k_2}{s + p_{21}} + \dots + \frac{k_n}{s + p_n} \quad (3.121)$$

Această aproximare pentru impedanța de undă se realizează sub forma circuitului echivalent R-C paralel din fig. 3.20.a în care:

$$\begin{aligned} R_0 &= k_0 \\ R_i &= \frac{k_i}{p_i}, \quad C_i = \frac{1}{k_i}, \quad i = 1, \dots, n \end{aligned} \quad (3.122)$$

Pentru fiecare bloc R-C se poate scrie:

$$i = \frac{u_i}{R_i} + C_i \cdot \frac{du_i}{dt} \quad (3.123)$$

Ecuția (3.123) are soluția exactă:

$$u_i(t) = e^{-\alpha_i \cdot \Delta t} \cdot u_i(t - \Delta t) + \frac{1}{C_i} \cdot \int_{t-\Delta t}^t e^{-\alpha_i(t-u)} \cdot i(u) du \quad (3.124)$$

unde  $\alpha_i = \frac{1}{R_i \cdot C_i}$ . Folosind interpolarea liniară pentru  $i$ , soluția poate fi pusă sub forma:

$$u_i(t) = R_{\text{echiv}-i} \cdot i(t) + e_i(t - \Delta t) \quad (3.125)$$

unde  $e_i(t-\Delta t)$  reprezintă termenul determinat la pasul anterior de timp. După însumarea acestor valori pentru toate blocurile R-C și  $R_0$  se obține:

$$u(t) = R_{\text{echiv}} \cdot i(t) + e(t - \Delta t) \quad (3.126)$$

unde

$$R_{\text{echiv}} = R_0 + \sum_{i=1}^n R_{\text{echiv}-i}, \quad e = \sum_{i=1}^n e_i$$

Expresia (3.122) poate fi pusă sub forma:

$$i(t) = \frac{1}{R_{\text{echiv}}} \cdot u(t) + H_{\text{RC}} \quad (3.127)$$

Rezistența echivalentă  $R_{\text{echiv}}$  se introduce în relația (3.110) în matricea de admitanță nodală  $\mathbf{Y}$ , respectiv termenii  $H_{\text{RC}} + H_{21}$  intră în membrul drept al aceleiași relații.

Aproximarea celor două funcții  $A(\omega)$  și  $Z_c(\omega)$  rezultă prin aplicarea metodei Bode pentru determinarea modulului celor două funcții [22].

### E. Reprezentarea elementelor neliniare

Luarea în considerare a elementelor neliniare (de ex. DRV sau reactoare de compensare) se face prin introducerea caracteristicii elementului neliniar  $u=f(i)$ , ca în fig.3.21.a. Astfel soluția se va găsi la intersecția celor două caracteristici: prima este caracteristica părții liniare a sistemului iar cea de a doua este caracteristica DRV.

Caracteristica 1 din fig. 3.21.a reprezintă ecuația circuitului echivalent Thevenin între bornele 1 și 2 pentru partea liniară:

$$u_{12} = u_{12-0} - Z_{\text{ech}} \cdot i_{12} \quad (3.128)$$

$Z_{\text{ech}}$  fiind impedența echivalentă a părții liniare a circuitului pasivizat redus la bornele 1-2, iar  $u_{12-0}$  -tensiunea la bornele 1-2, în cazul în care se consideră rezistența elementului neliniar egală cu infinit (soluția părții liniare în situația în care a fost îndepărtat elementul neliniar).



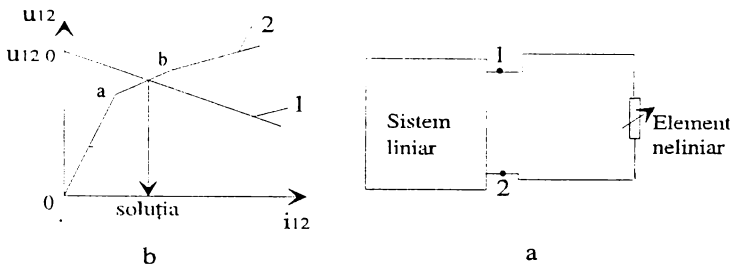


Fig. 3.21 a) Sistem cu o ramură neliniară b) Obținerea soluției

Caracteristica 2 din fig. 3.21.a:

$$u_{12} = f(i_{12}) \quad (3.129)$$

a elementului neliniar poate fi dată analitic sau grafic, sub forma unei caracteristici liniarizate pe porțiuni, fig. 3.21b.

În situația în care expresia  $u_{12}=f(i_{12})$  se cunoaște analitic, pentru soluționarea sistemului se utilizează metoda de rezolvare numerică Newton-Raphson.

Pentru cazul în care această caracteristică este liniarizată pe porțiuni, punctul de intersecție se determină printr-o procedură de tatonare punct cu punct, prezentată mai jos:

- se presupune funcționarea pe o porțiune liniarizată a caracteristicii tensiune-curent a elementului neliniar, de exemplu porțiunea a-b din fig. 3.21b.
- se determină valoarea curentului, folosind valoarea tensiunii anterior stabilită din condiția (3.128).
- dacă valoarea rezultată pentru curent se situează pe intervalul  $(i_{12a} - i_{12b})$ , unde  $i_{12a}$  și  $i_{12b}$  sunt valorile curentului corespunzătoare punctelor a și b de pe caracteristica liniarizată, atunci se determină imediat tensiunea  $u_{12}$ .
- dacă valoarea curentului depășește  $i_{12b}$ , se trece pe următoarea porțiune liniarizată a caracteristicii și se reia calculul.

#### F. Determinarea supratensiunilor în cazul conectării LEA în gol

Programul MicroTran<sup>®</sup>, a cărui ordinogramă principală este prezentată în anexa 1, a fost

utilizat pentru simularea numerică a supratensiunilor care apar la conectarea LEA în gol. Exemplul concret ales a fost acela al liniei electrice aeriene cu  $U_n = 400$  kV, lungimea  $l = 400$  km și caracteristicile stâlpului indicate în §. 3.2.1.1. În anexa 2 sunt prezentate fișiere de date de intrare prelucrate cu subprogramul MTDATA. Reprezentările grafice sunt realizate cu subprogramul MTPLOT.

În fig. 3.22 sunt prezentate supratensiunile în cazul conectării simultane a liniei în gol, considerând sursa de alimentare de putere infinită. Momentul conectării a fost considerat cel al trecerii prin maxim a tensiunii sursei pe faza R. Valorile maxime ale tensiunilor la capătul terminal al liniei pe cele trei faze, exprimate în unități relative sunt:  $U_{2R} = -1,79$ ,  $U_{2S} = 1,51$ ,  $U_{2T} = -1,89$ .

Rezultatele obținute cu programul propriu "Laplace" pentru același caz au fost reprezentate în fig. 3.23. Valorile primului maxim al tensiunilor la capătul liniei, pe cele trei faze, în unități relative în acest caz sunt:  $U_{2R} = -1,86$ ,  $U_{2S} = 1,54$ ,  $U_{2T} = -1,89$ .

Se observă o foarte bună concordanță a rezultatelor pentru primul interval de timp după conectare, diferențe mai mari în forma de undă apărând după un interval mai mare de timp. Abaterea maximă între rezultatele obținute prin cele două metode pentru primul maxim este de 3,5%.

O a doua situație simulată cu ajutorul programului MicroTran<sup>®</sup> a fost aceea a conectării simultane a liniei în gol în momentul în care tensiunea fazei R trece prin 0.

În fig. 3.24 sunt prezentate rezultatele obținute cu programul MicroTran<sup>®</sup> iar în fig. 3.25 rezultatele proprii obținute cu ajutorul programului "Laplace", prezentat în §.3.2.1.1. Abaterea maximă între valorile maxime ale tensiunilor pe cele trei faze obținute în acest caz este 2,5%. Se observă de asemenea o bună concordanță a formelor de undă obținute prin cele două metode, mai ales pe primul interval de timp. Maximele tensiunilor coincid ca moment de apariție în timp. Valori mai mari pentru al doilea și respectiv al treilea maxim se obțin cu ajutorul programului "Laplace" față de programul MicroTran<sup>®</sup>. De asemenea formele de undă obținute prin programul propriu "Laplace" sunt mai puțin atenuate în comparație cu cele obținute cu ajutorul MicroTran<sup>®</sup>.

Micile diferențe observate comparând formele de undă ale tensiunilor la capătul LEA obținute cu programul propriu "Laplace" și cu programul MicroTran<sup>®</sup> sunt cauzate de modul diferit de reprezentare a parametrilor lineici în cadrul celor două metode.

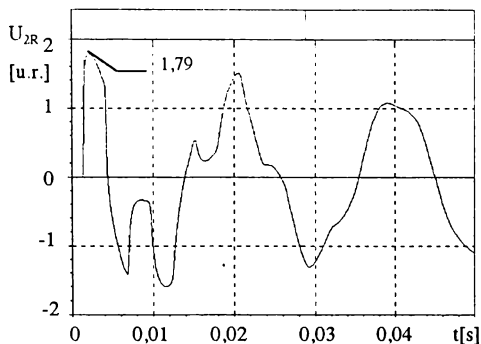


Fig. 3.22.a Tensiunea  $U_2$ - faza R  
Programul MicroTran®

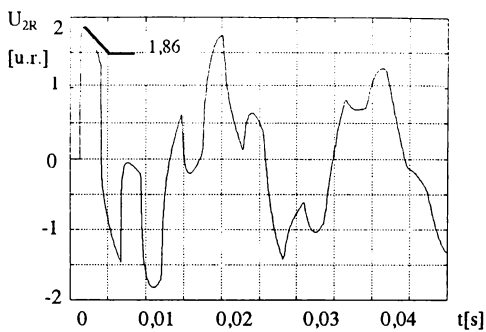


Fig. 3.23.a Tensiunea  $U_2$ - faza R  
Programul "Laplace"

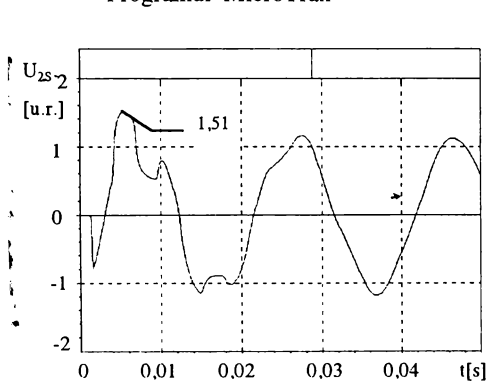


Fig. 3.22.b Tensiunea  $U_2$ - faza S  
Programul MicroTran®

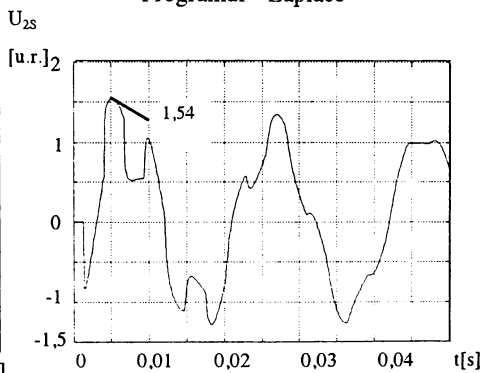


Fig. 3.23.b Tensiunea  $U_2$ - faza S  
Programul "Laplace"

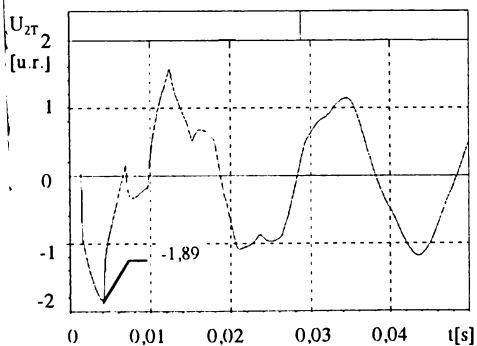


Fig. 3.22.b Tensiunea  $U_2$ - faza T  
Programul MicroTran®

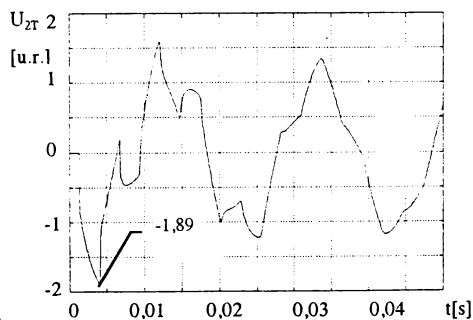


Fig. 3.23.b Tensiunea  $U_2$ - faza T  
Programul "Laplace"

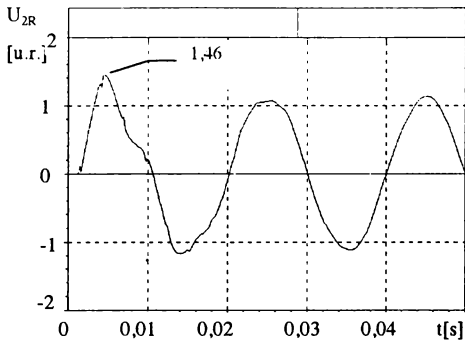


Fig. 3.24.a Tensiunea  $U_2$ - faza R  
Programul MicroTran®

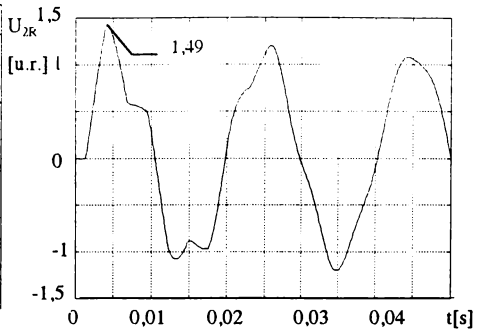


Fig. 3.25.a Tensiunea  $U_2$ - faza R  
Programul "Laplace"

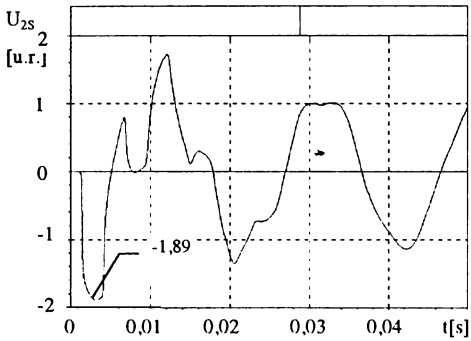


Fig. 3.24.b Tensiunea  $U_2$ - faza S  
Programul MicroTran®

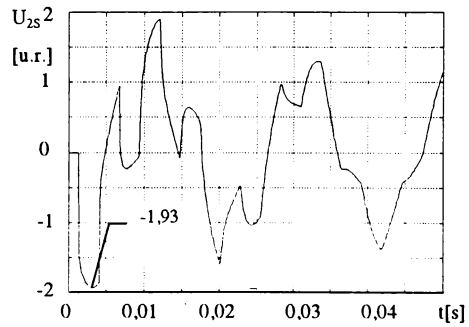


Fig. 3.25.b Tensiunea  $U_2$ - faza S  
Programul "Laplace"

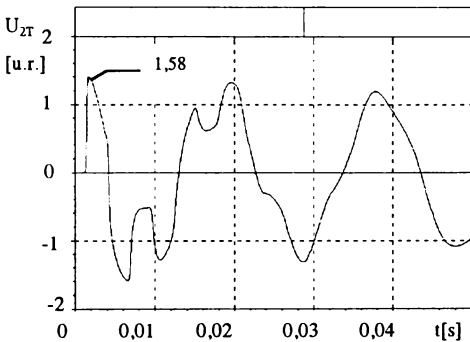


Fig. 3.24.c Tensiunea  $U_2$ - faza T  
Programul MicroTran®

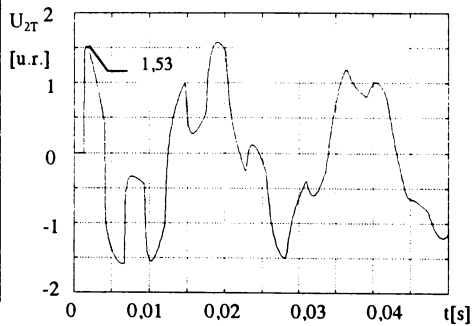


Fig. 3.25.c Tensiunea  $U_2$ - faza T  
Programul "Laplace"

### 3.2.4 Comparație între modurile de reprezentare a impedanței de undă LEA în cadrul metodelor transformării Laplace și, respectiv, a undelor călătoare

Expresia impedanței de undă propusă în [57] de forma:

$$Z_i(p) = L_i \cdot p + d_i \cdot \sqrt{p} + a_i, \quad i = \alpha, \beta, 0 \quad (3.130)$$

prezintă avantajul simplității și al unor erori acceptabile în ceea ce privește corecția adusă inductivității datorită prezenței solului imperfect. În schimb în relația (3.130) nu se ia în considerare cu suficientă exactitate modificarea rezistenței LEA datorată prezenței solului real. În [82] se îmbunătățește modul de reprezentare a influenței solului imperfect asupra impedanței de undă prin adăugarea unui termen invers proporțional cu  $\sqrt{f}$ , în cazul componentei 0.

Impedanța de undă utilizată în cadrul modelului LEA bazat pe transformarea Laplace devine:

$$Z_i(p) = L_i \cdot p + d_i \cdot \sqrt{p} + a_i + \frac{b}{\sqrt{p+c}}, \quad i = \alpha, \beta, 0, \quad (3.131)$$

unde  $L$  reprezintă valoarea inductivității calculată fără considerarea efectului pelicular și a prezenței solului. Coeficienții  $a_i$  și  $d_i$  sunt determinați într-o formă simplificată după dezvoltarea relațiilor lui Carson [57]. Valorile coeficienților  $b$  și  $c$ , pentru componenta 0 sunt determinate empiric prin compararea valorilor impedanței approximate cu cele ale impedanței calculate prin relațiile lui Carson, pentru valori uzuale ale frecvenței în cazul fenomenelor tranzitorii de comutație ( $10^3$ -  $10^4$  Hz) [82].

Transformând relația (3.131) în domeniul frecvenței și separând partea reală și imaginară se obține:

$$Z_i(\omega) = d_i \sqrt{\frac{\omega}{2}} + a_i + b \cdot \frac{c + \sqrt{\frac{\omega}{2}}}{\left[ \left( c + \sqrt{\frac{\omega}{2}} \right)^2 + \frac{\omega}{2} \right]} + j \cdot \left[ \omega \cdot L_i + d_i \cdot \sqrt{\frac{\omega}{2}} - \frac{b \sqrt{\frac{\omega}{2}}}{\left[ \left( c + \sqrt{\frac{\omega}{2}} \right)^2 + \frac{\omega}{2} \right]} \right] \quad (3.132)$$

În aceste condiții au rezultat valorile impedanțelor date de relațiile (3.36) și (3.37). În tabelul 3.1 sunt prezentate valorile rezistenței și inductivității calculate cu relațiile (3.130), respectiv (3.131) pentru componenta 0, respectiv pentru componentele  $\alpha, \beta$  (identice în ambele relații).

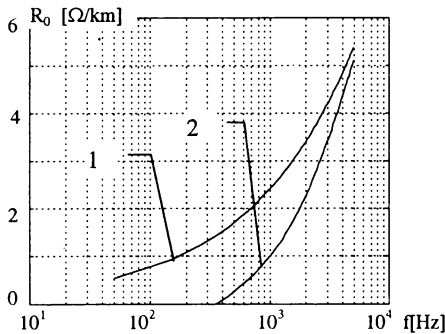


Fig. 3.26 Dependenta de frecvență a rezistenței- secvența 0

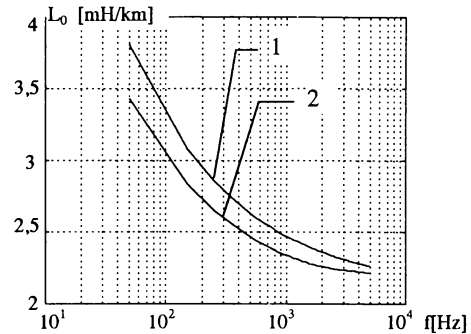


Fig. 3.27 Dependenta de frecvență a inductivității- secvența 0

rel. (3.130) - curba 1, rel. (3.131) - curba 2

Se observă că al patrulea termen în expresia impedanței de secvență homopolară, invers proporțional cu  $\sqrt{f}$  cauzează reducerea atât a valorilor rezistenței cât și a celor ale inductivității.

În fig. 3.26 este reprezentată comparativ dependența de frecvență a rezistenței de secvență homopolară, calculată cu relațiile (3.130)- curba 1 și respectiv (3.131)- curba 2, iar în fig. 3.27 aceeași dependență pentru inductivitatea de secvență homopolară.

Acuratețea reprezentării dependenței de frecvență a impedanței de undă a LEA în cazul programului de calcul MicroTran<sup>®</sup> depinde de precizia cu care se aproximează impedanța de undă  $Z_c(\omega)$  printr-o funcție rațională.

Numărul maxim de poli și zerouri pentru  $Z_c(\omega)$  este 30. Erorile care apar prin acest mod de aproximare față de valorile exacte calculate cu relațiile extinse ale lui Carson, atât pentru modulul impedanței de undă, cât și pentru faza acesteia sunt mai mici decât 1 % pentru componenta 0, pentru o gamă foarte largă de frecvențe ( $10^{-3}$  -  $10^6$  Hz).

Tabelul 3.1. Valorile parametrilor lineici -metoda Laplace

f [Hz]	R <sub>0</sub> [Ω/km] rel. (3.130)	R <sub>0</sub> [Ω/km] rel. (3.131)	L <sub>0</sub> [mH/km] rel. (3.130)	L <sub>0</sub> [mH/km] rel. (3.131)	R <sub>α,β</sub> [Ω/km] rel. (3.131)	L <sub>α,β</sub> [mH/km]
50	0,5451	-	3,8068	3,43	0,042	1,1887
150	1,2122	-	3,0808	2,8359	0,076	1,1339
250	1,4333	-	2,8572	2,6522	0,0965	1,1170
350	1,7954	0,0076	2,7383	2,5543	0,1132	1,1080
550	1,9513	0,3480	2,6069	2,4464	0,1406	1,0981
650	2,2306	0,5031	2,5654	2,4126	0,1523	1,095
850	2,5937	0,7961	2,5056	2,3645	0,1734	1,0904
1150	3,0103	1,2099	2,4472	2,3191	0,2008	1,086
1550	3,4611	1,7329	2,3975	2,2834	0,2323	1,0823
2050	3,8595	2,3505	2,3573	2,2581	0,2663	1,0792
2850	4,0799	3,2507	2,3165	2,2374	0,313	1,0762
3750	4,6792	4,1264	2,2874	2,2259	0,3582	1,074
4950	5,3752	5,0939	2,2616	2,2171	0,4107	1,072
10 <sup>4</sup>	9,1	7,8	2,21	2,18		

î Pentru componentele  $\alpha$ ,  $\beta$  erorile sunt mai mari pentru frecvențele apropiate de 50 Hz, respectiv aproximarea este foarte bună în domeniul  $10^3$ -  $10^4$  Hz. Elementele matricii impedanței de undă  $Z$  sunt evaluate cu ajutorul relațiilor lui Carson, pe baza configurației stâlpului și a caracteristicilor conductoarelor, sub forma:

- pentru impedanța proprie  $Z_{ii}$

$$Z_{ii} = (R_{ca} + \Delta R_{ii}) + j \cdot \left( \omega \cdot \frac{\mu_0}{2\pi} \ln \frac{2 \cdot h_i}{r_i} + X_{ca} + \Delta X_{ii} \right), \quad [\Omega/\text{km}] \quad (3.133)$$

- pentru impedanța mutuală  $Z_{ik}$

$$Z_{ik} = Z_{ki} = \Delta R_{ik} + j \cdot \left( \omega \cdot \frac{\mu_0}{2\pi} \cdot \ln \frac{D_{ik}}{d_{ik}} + \Delta X_{ik} \right), \quad [\Omega/\text{km}] \quad (3.134)$$

unde  $R_{ca}$  - rezistența în curent alternativ a conductorului  $i$

$X_{ca}$  - reactanța internă a conductorului  $i$

$\Delta R$ ,  $\Delta X$ - termeni de corecție pentru a lua în considerare efectul solului real

$D_{ik}$ ,  $d_{ik}$ ,  $r_i$ ,  $h_i$  sunt distanțe geometrice între conductoarele  $i,k$  și respectiv imaginile lor, a căror semnificație rezultă din fig. 3.28.

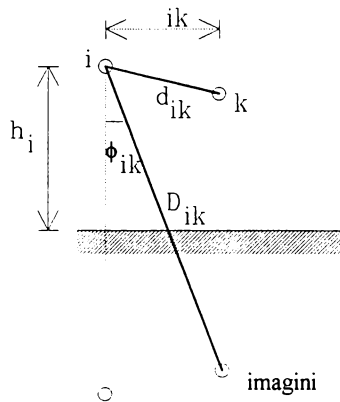


Fig. 3.28. Evidențierea coronamentului stâlpului

Termenii de corecție  $\Delta R$  și  $\Delta X$  din ecuațiile (3.133) și (3.134) depind de unghiul  $\phi$  ( $\phi=0$  pentru impedanța proprie și  $\phi=\phi_{ik}$  în fig. 3.28, pentru impedanța mutuală), precum și de parametrul  $a$ :

$$a = 4 \cdot \pi \cdot \sqrt{5} \cdot 10^{-4} \cdot D \cdot \sqrt{\frac{f}{\rho}} \quad (3.135)$$

unde  $D=2h_i$  pentru impedanța proprie și  $D_{ik}$  pentru impedanța mutuală, iar  $\rho$  reprezintă rezistivitatea solului. Seriile infinite dezvoltate de Carson pentru  $a < 5$  au fost rearanjate sub formele date de relațiile (3.136) și (3.137):

$$\Delta R = 4 \cdot \omega \cdot 10^{-4} \cdot \left. \begin{aligned} & \left\{ \frac{\pi}{8} - b_1 \cdot a \cdot \cos \phi + b_2 \cdot \left[ (c_2 - \ln a) a^2 \cos 2\phi + \phi \cdot a^2 \cdot \sin 2\phi \right] + b_3 \cdot a^3 \cdot \cos 3\phi - d_4 \cdot a^4 \cdot \cos 4\phi \right. \\ & \left. - b_5 \cdot a^5 \cdot \cos 5\phi + b_6 \cdot \left[ (c_6 - \ln a) a^6 \cos 6\phi + \phi \cdot a^6 \cdot \sin 6\phi \right] + b_7 \cdot a^7 \cdot \cos 7\phi - d_8 \cdot a^8 \cdot \cos 8\phi - \dots \right\} \end{aligned} \right\} \quad (3.136)$$



$$\Delta X = 4 \cdot \omega \cdot 10^{-4}.$$

$$\left. \begin{aligned} & \frac{1}{2} (0,6159315 - \ln a) + b_1 \cdot a \cdot \cos \phi - d_2 \cdot a^2 \cdot \cos 2\phi + b_3 \cdot a^3 \cdot \cos 3\phi - b_4 \cdot [(c_4 - \ln a) a^4 \cos 4\phi + \phi \cdot a^4 \cdot \sin 4\phi] \\ & + b_5 \cdot a^5 \cdot \cos 5\phi - d_6 \cdot a^6 \cdot \cos 6\phi + b_7 \cdot a^7 \cdot \cos 7\phi - b_8 \cdot [(c_8 - \ln a) a^8 \cos 8\phi + \phi \cdot a^8 \cdot \sin 8\phi] - \dots \end{aligned} \right\} (3.137)$$

Coefficienții  $b_i, c_i, d_i$  sunt constanți. Pentru termeni de ordin superior în relațiile (3.136) și (3.137) se pot folosi relațiile de recurență:

$$a^i \cdot \cos i\phi = [a^{i-1} \cdot \cos(i-1)\phi \cdot \cos \phi - a^{i-1} \sin(i-1)\phi \cdot \sin \phi] \cdot a \quad (3.138)$$

$$a^i \sin i\phi = [a^{i-1} \cdot \cos(i-1)\phi \cdot \sin \phi + a^{i-1} \sin(i-1)\phi \cdot \cos \phi] \cdot a \quad (3.139)$$

Pentru  $a > 5$  se utilizează relațiile [22]:

$$\Delta R = \left( \frac{\cos \phi}{a} - \frac{\sqrt{2} \cos 2\phi}{a^2} + \frac{\cos 3\phi}{a^3} + \frac{3 \cos 5\phi}{a^5} - \frac{45 \cos 7\phi}{a^7} \right) \cdot \frac{4\omega \cdot 10^{-4}}{2} \quad (3.140)$$

$$\Delta X = \left( \frac{\cos \phi}{a} - \frac{\cos 3\phi}{a^3} + \frac{3 \cos 5\phi}{a^5} + \frac{45 \cos 7\phi}{a^7} \right) \cdot \frac{4\omega \cdot 10^{-4}}{2} \quad (3.141)$$

Pentru a putea face o comparație cu valorile utilizate în cadrul modelului bazat pe transformata Laplace (tabelul 3.1), în tabelul 3.2 se prezintă valorile parametrilor lineici calculate cu ajutorul subprogramului MTLINE. În tabelul 3.3 sunt date valori rezultate din măsurări la linii reale [4].

Dependența de frecvență a parametrilor LEA cu configurația stâlpului dată în §.3.2.1, calculați pe baza relațiilor lui Carson cu ajutorul subprogramului MTLINE al programului MicroTran<sup>®</sup> este ilustrată în figurile 3.29 până la 3.32.

Pentru comparație, în fig. 3.29-3.32 au fost reprezentate grafic și dependențele de frecvență ale parametrilor lineici calculate pentru modelul Laplace, respectiv cu relația (3.130) și (3.131) pentru componenta 0.

Pentru domeniul frecvențelor joase, în fig. 3.33-3.36 a fost reprezentată dependența de frecvență a parametrilor lineici calculați pentru cele două modele considerate -Laplace,

relația (3.130) și MicroTran<sup>®</sup> comparativ cu valorile experimentale prezentate în tab. 3.3.

Tabelul 3.2 Valorile parametrilor lineici - programul MicroTran<sup>®</sup>

f [Hz]	$R_0$ [ $\Omega$ /km]	$L_0$ [mH/km]	$R_{\alpha\beta}$ [ $\Omega$ /km]	$L_{\alpha\beta}$ [mH/km]
50	0,281	3,168	0,0772	1,282
66,68	0,3412	3,027	0,0909	1,25
88,91	0,4156	2,9	0,106	1,22
118,6	0,508	2,782	0,1222	1,195
158,1	0,6223	2,672	0,1405	1,173
281,2	0,9289	2,477	0,1876	1,138
374,9	1,134	2,392	0,2157	1,124
500	1,384	2,315	0,2493	1,112
666,8	1,694	2,245	0,2885	1,102
889,1	2,076	2,180	0,3343	1,093
1186	2,552	2,121	0,353	1,085
1581	3,147	2,066	0,4507	1,078
2108	3,896	2,016	0,5248	1,071
2812	4,842	1,968	0,6128	1,066
3749	6,040	1,924	0,7181	1,061
5000	7,562	1,881	0,845	1,057
10000	11,95	1,767	1,427	1,047

Din fig. 3.29- 3.32 rezultă că programul MicroTran<sup>®</sup> oferă pentru domeniile joase de frecvență valori mai mici pentru rezistența de secvență homopolară decât cele rezultate din aproximarea cu relația (3.130), iar pentru domeniul de frecvențe înalte valori mai mari. Considerarea celui de-al patrulea termen în expresia impedanței de secvență homopolară conduce la o scădere accentuată a valorilor rezistenței pentru domeniul frecvențelor joase, aproximația fiind bună la frecvențe mai mari de 5000 Hz. Inductivitatea de secvență homopolară calculată

cu relațiile lui Carson, cu ajutorul programului MicroTran<sup>®</sup> ia valori mai mici decât cele rezultate prin folosirea celui de-al patrulea termen în expresia impedanței homopolare în componentă Laplace. Efectul introducerii unui termen suplimentar invers proporțional cu frecvența în expresia impedanței de secvență homopolară, pentru a îmbunătăți reprezentarea solului real, este contradictoriu asupra celor două componente ale impedanței: pozitiv în aproximarea rezistenței, negativ în cea a inductivității, pe diferite domenii de frecvență.

Pentru componentele  $\alpha, \beta$  ale impedanței lineice, aproximarea acestora în transformată Laplace sub forma dată de relația (3.130) oferă valori mai mici decât cele calculate cu relațiile lui Carson, cu ajutorul programului MicroTran<sup>®</sup>. Pentru inductivitate aproximarea este bună în jurul valorii de 1000 Hz iar pentru rezistență în domeniul frecvențelor joase.

Componenta 0 pentru rezistența lineică are o participare mai redusă decât componentele  $\alpha, \beta$  în determinarea răspunsului tranzitoriu propriu al liniei. În valoarea de calcul a răspunsului tranzitoriu mutual componentele  $\alpha$  și 0 au aceeași pondere, ceea ce conduce la faptul că în primele momente ale regimului tranzitoriu, valorile oferite de programul MicroTran<sup>®</sup> sunt mai mici.

Tabelul 3.3 Valorile parametrilor lineici- măsurători experimentale [4]

f [Hz]	$R_0$ [ $\Omega$ /km]	$L_0$ [mH/km]	f [Hz]	$R_1$ [ $\Omega$ /km]	$L_1$ [mH/km]
52,9	0,3681	3,474	60,2	0,0251	0,944
65,1	0,4359	3,379	77	0,0268	0,935
84,6	0,5147	3,253	90,3	0,0291	0,930
100,8	0,6857	3,172	118,7	0,0327	0,928
135,5	0,8447	2,92	300	0,054	-
300	1,12	2,55			

Comparația făcută pentru domeniul frecvențelor joase în fig. 3.33-3.36 scoate în evidență că pentru rezistența de secvență homopolară valorile experimentale se situează între cele determinate cu relația (3.130) și respectiv programul MicroTran<sup>®</sup>, acesta din urmă oferind valori mai scăzute. Aceeași concluzie rezultă și pentru inductivitatea de secvență homopolară. Pentru parametrii lineici- secvența  $\alpha, \beta$  valorile calculate cu ambele programe,

“Laplace” și MicroTran<sup>®</sup>, sunt mult mai mari decât valorile experimentale.

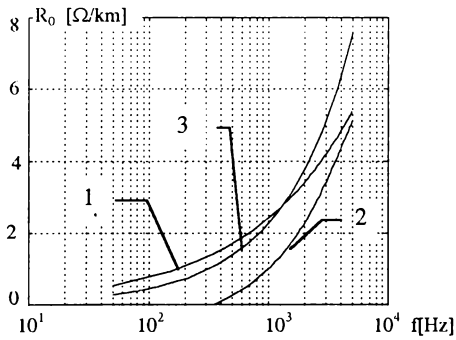


Fig. 3.29. Variația cu frecvența a rezistenței- componenta 0

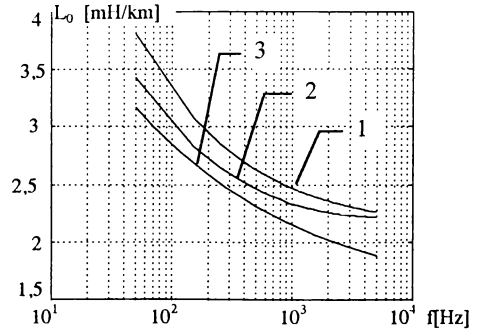


Fig. 3.30. Variația cu frecvența a inductivității -componenta 0

curba 1- programul “Laplace” rel. (3.130) curba 2-programul “Laplace” rel. (3.131)  
curba 3- programul “Microtran”<sup>®</sup>

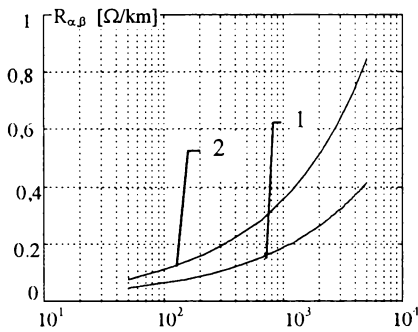


Fig. 3.31. Variația cu frecvența a rezistenței- componenta  $\alpha, \beta$

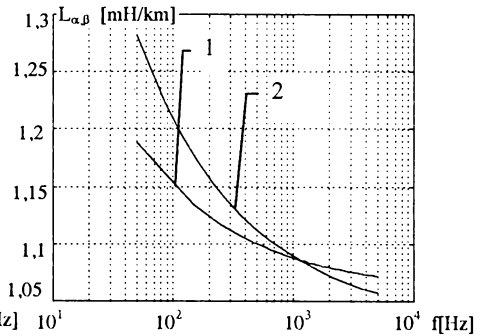


Fig. 3.32. Variația cu frecvența a inductivității - componenta  $\alpha, \beta$

curba 1- programul “Laplace” curba 2- programul “MicroTran”<sup>®</sup>

Variația cu frecvența a constantei de timp a liniei, definită ca raport  $L/R$  a fost calculată atât pentru modelul de reprezentare a LEA bazat pe transformarea Laplace, cât și pentru valorile oferite de subprogramul MTLINE în cadrul programului MicroTran<sup>®</sup>.

Rezultatele obținute sunt reprezentate grafic în fig. 3.37., în care a mai fost reprezentată și o curbă tipică pentru constanta  $\tau_0$ , indicată de Grupul de Lucru CIGRE WG 13-05 [15].

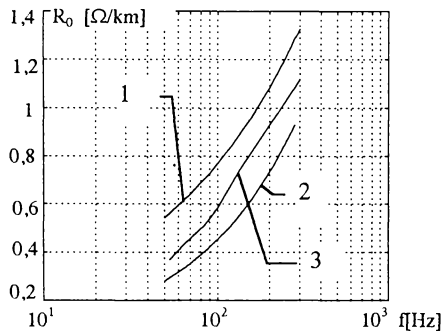


Fig. 3.33. Variația cu frecvența a rezistenței - componenta 0

curba 1- programul "Laplace" rel. (3.130) curba 2- programul "MicroTran<sup>®</sup>"  
curba 3- valori experimentale [4]

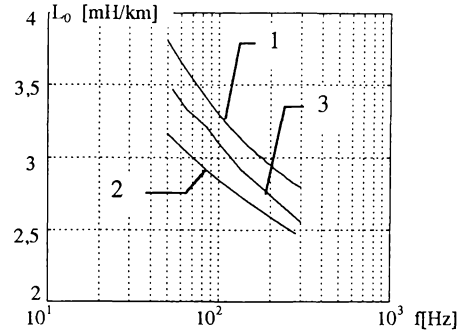


Fig. 3.34. Variația cu frecvența a inductivității - componenta 0

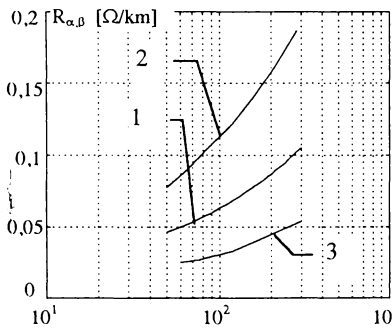


Fig. 3.35. Variația cu frecvența a rezistenței - componenta  $\alpha, \beta$

curba 1- programul "Laplace" rel. (3.130) curba 2- programul "MicroTran<sup>®</sup>"  
curba 3- valori experimentale [4]

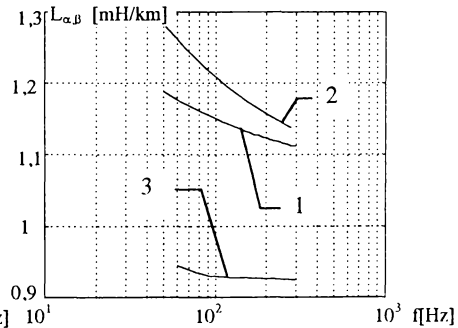


Fig. 3.36. Variația cu frecvența a inductivității - componenta  $\alpha, \beta$

Analizând curbele din fig. 3.37 se constată o bună concordanță pentru valorile constantei de timp în cazul componentei 0, în comparație cu valorile oferite de literatura de specialitate. Pentru componenta  $\alpha, \beta$  cele două curbe ale constantei modale sunt foarte

apropiate în domeniul frecvențelor joase.

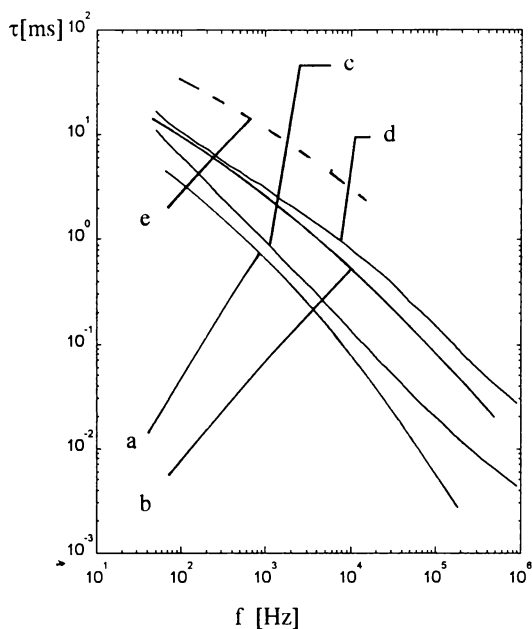


Fig. 3.37 Variația cu frecvența a constantei modale de timp a LEA

a- componenta 0, b- componenta  $\alpha$ ,  $\beta$ , modelul Laplace, rel.(3.131)

c- componenta 0, d- componenta  $\alpha$ ,  $\beta$ , programul MTLINE

e- componenta 0, CIGRE WG 13-05 [15]

Cele două pachete de programe elaborate și prezentate în cadrul acestui capitol, “Laplace” și “Fourier”, au fost testate pentru aceleași situații concrete (fig. 3.7 și fig.3.16) și diferențele între valorile obținute pentru mărimile de interes (tensiunile la capătul liniei) sunt mici, atât cantitativ cât și calitativ.

De asemenea se poate aprecia ca bună concordanța rezultatelor obținute în urma simulărilor cu programul propriu “Laplace” și cu programul-standard recunoscut în domeniu EMTP- varianta MicroTran® (fig. 3.22 - 3.25).

## 4. Reanclanșarea automată rapidă monofazată

Experiența de exploatare a liniilor de transport de înaltă tensiune (ÎT) și foarte înaltă tensiune (FÎT) a arătat că majoritatea defectelor pe aceste linii sunt trecătoare și de aceea avaria poate fi lichidată prin reanclanșarea automată rapidă monofazată (RARM). Scopul acestui capitol este de a prezenta, pe baza analizei efectuate în capitolul doi al prezentei lucrări, principalele fenomene tranzitorii în cadrul unui ciclu RARM. Au fost abordate situațiile în care pot apărea supratensiuni temporare datorate scurtcircuitelor nesimetrice pe LEA și factorii care influențează valoarea acestor supratensiuni. Curentul prin arcul electric rezidual și tensiunea de restabilire reprezintă factorii importanți pentru determinarea pauzei RARM. Au fost stabilite relațiile analitice pentru determinarea acestor două mărimi și a fost studiată influența parametrilor LEA și ai rețelei asupra lor. Simularea numerică a supratensiunilor la reanclanșarea monofazată a LEA de 400 kV și respectiv 750 kV a fost concepută folosind programul MicroTran<sup>®</sup>. S-a pus în evidență influența compensării, a fazei tensiunii sursei în momentul conectării, a sarcinii LEA și a rezistoarelor de preinserție asupra coeficientului de supratensiune. În ultimul paragraf al acestui capitol s-a abordat cazul RARM nereușit, în situația reanclanșării monofazate peste defect.

### 4.1. Supratensiuni temporare pe LEA datorate scurtcircuitelor nesimetrice

În categoria supratensiunilor temporare, cu o durată relativ mare de acționare asupra izolației și cu amplitudini de ordinul  $(1,4-3,0)U_n$  intră și supratensiunile cu frecvența de oscilație egală sau apropiată de 50 Hz datorate fenomenului de rezonanță în scheme simetrice sau nesimetrice [60].

La studiul fenomenelor de rezonanță se urmăresc două aspecte:

- determinarea domeniului în care este posibil fenomenul de rezonanță, adică stabilirea corelației între diferiții parametri ai schemei care pot conduce la fenomenul de rezonanță;
- determinarea amplitudinii supratensiunilor în cazul fenomenului de rezonanță sau în apropierea rezonanței.

În cazul scurtcircuitelor nesimetrice (monofazat sau bifazat cu punere la pământ) pot

apărea circuite rezonante care să conducă la creșteri mari de tensiune pe fazele neafectate de defect. Apariția supratensiunilor temporare în urma unui scurtcircuit monofazat pe o LEA, eventual funcționând în gol reprezintă o solicitare importantă pentru izolația liniei [19].

Supratensiunile temporare cauzate de apariția unui scurtcircuit monofazat sunt dependente de o serie de mărimi, care la rândul lor sunt variabile aleatorii. În situația în care interesează valoarea supratensiunii la un capăt al liniei, atunci în cazul apariției unui scurtcircuit monofazat pe linie poziția relativă a locului de scurtcircuit  $d$  este în acest caz o variabilă aleatoare care ia valori în intervalul  $(0,1)$ . Lungimea liniei este în acest caz o constantă, iar impedanțele echivalente de secvență directă și homopolară ale sursei sunt variabile într-un interval restrâns, funcție de poziția în curba de sarcină zilnică și anuală. Dacă se extinde analiza asupra întregii rețele (la un anumit nivel de tensiune) atunci trebuie considerate ca variabile aleatoare pe lângă poziția relativă a locului de scurtcircuit și impedanțele echivalente ale sursei, respectiv lungimea liniei [19].

În fig. 4.1 este prezentată schema principală a rețelei pe care s-a determinat dependența funcțională

$$U_2 = U_2 \left( X_{1s}, \frac{X_{0s}}{X_{1s}}, l, d \right) \tag{4.1}$$

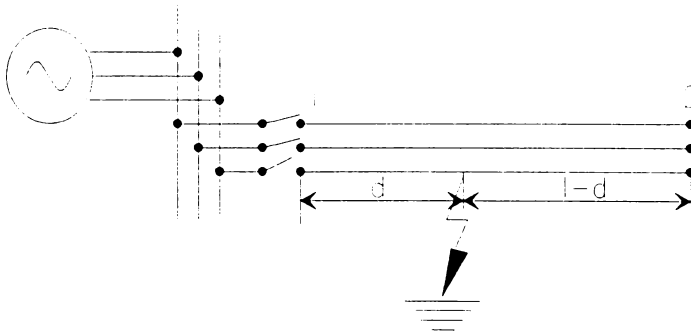


Fig. 4.1 Schema rețelei luate în considerare pentru studiul supratensiunilor cauzate de apariția unui scurtcircuit monofazat

unde  $U_2$  este valoarea tensiunii la capătul în gol al LEA,  $X_{1s}$  și  $X_{0s}$  sunt reactanțele echivalente de secvență directă respectiv homopolară ale sistemului-sursă,  $l$  reprezintă lungimea LEA iar  $d$  poziția relativă a locului de scurtcircuit pe linie.

Supratensiunile care apar pe fazele sănătoase în urma unui scurtcircuit monofazat



prezintă o importanță deosebită în cazul aplicării pe linie a reanclanșării automate rapide monofazate RARM deoarece pot cauza defecte ulterioare ce conduc la un RARM nereușit.

#### 4.1.1. Calculul supratensiunilor pe fazele sănătoase la apariția unui scurtcircuit monofazat

Coeficientul de supratensiune  $K$  se definește ca raport între tensiunea la locul de scurtcircuit, după apariția defectului, pe faza sănătoasă  $U_d$  și tensiunea în același punct în regim normal de funcționare  $U_n$ :

$$K = \frac{U_d}{U_n} \quad (4.2)$$

$U_d$  se poate determina analitic relativ simplu pe baza schemei din fig. 4.2 folosind metoda superpoziției, considerând că la locul de scurtcircuit se aplică tensiunea  $-U_n$  [40]. Componentele tensiunii la locul de scurtcircuit  $\underline{U}_{0d}$ ,  $\underline{U}_{1d}$ ,  $\underline{U}_{2d}$  sunt date de relațiile (4.3)-(4.5):

$$\underline{U}_{0d} = -\underline{U}_n \cdot \frac{X_0}{2 \cdot X_1 + X_0} \quad (4.3)$$

$$\underline{U}_{1d} = -\underline{U}_n \cdot \frac{X_1}{2 \cdot X_1 + X_0} + \underline{U}_n \quad (4.4)$$

$$\underline{U}_{2d} = -\underline{U}_n \cdot \frac{X_1}{2 \cdot X_1 + X_0} \quad (4.5)$$

în care  $X_1$  și  $X_0$  sunt reactanțele de secvență directă și respectiv homopolară ale rețelei reduse la locul de defect, respectiv reactanța de secvență directă este egală cu reactanța de secvență inversă.

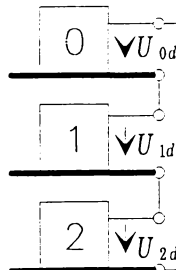


Fig. 4.2 Schema echivalentă de calcul în cazul unui scurtcircuit monofazat

Aplicând transformarea inversă în componente de fază se obține pentru coeficientul de supratensiune  $K$  următoarea expresie:

$$K = \frac{U_d}{U_n} = \sqrt{3} \cdot \left| \frac{\frac{X_0}{X_1} - a^2}{\frac{X_0}{X_1} + 2} \right| \quad (4.6)$$

unde  $a$  este operatorul de rotație al componentelor simetrice.

Relația (4.6), scoate în evidență faptul că evitarea condițiilor de rezonanță se face prin modificarea raportului dintre reactanța de secvență directă și homopolară [40].

#### 4.1.2. Influența parametrilor rețelei asupra coeficientului de supratensiune la scurtcircuit monofazat

În fig. 4.3 este prezentat modelul care a stat la baza determinării influenței următorilor factori asupra coeficientului de supratensiune la scurtcircuit monofazat [42]:

- poziția relativă a locului de scurtcircuit pe linie
- lungimea liniei
- puterea de scurtcircuit a sistemului sursă
- structura sistemului sursă, relevată prin intermediul raportului impedanțelor  $X_{0s}$  și  $X_{1s}$ .

În fig. 4.4 este prezentată variația tensiunii pe fazele A și B după apariția unui scurtcircuit monofazat pe faza C la capătul unei LEA de 400 kV și lungime 400 km (conform fig. 4.1  $d=l=400$  km). Sistemul sursă a fost modelat printr-o tensiune și o reactanță, sub formă matricială, pentru a putea varia raportul între reactanța proprie și mutuală, respectiv de secvență directă și homopolară. Parametrii LEA au fost calculați pentru o linie de 400 kV cu doi conductori de fază cu  $2r=29,25$  mm, secțiunea 450/75 mm<sup>2</sup> OL-Al, doi conductori de gardă din OL cu secțiunea de 150 mm<sup>2</sup>, coronamentul geometric al liniei fiind dat de stâlpul PASS-400. Linia a fost modelată cu parametrii dependenți de frecvență, folosind programul MicroTran<sup>®</sup> [58].

În fig. 4.5 este prezentată aceeași situație pentru o LEA cu  $U_n=750$  kV, parametrii LEA dependenți de frecvență au fost calculați cu programul MicroTran<sup>®</sup> pentru configurația stâlpului PAS 750101 echipat cu cinci conductoare active de fază din Ol-Al cu secțiunea 300/69 mm<sup>2</sup>,  $2r=25,15$  mm, doi conductori de gardă din Ol-Al cu secțiunea 160/95 mm<sup>2</sup> și

$2r=12,6$  mm. Considerând aceeași putere de scurtcircuit a sistemului sursă pentru ambele nivele de tensiune, 400 kV și 750 kV, (reactanța de secvență directă  $X_{1S}=32 \Omega$  și  $X_{0S}=X_{1S}$ ) supratensiunile cauzate de apariția scurtcircuitului monofazat la nivelul de 750 kV sunt mai mari decât la nivelul de 400 kV. Forma undelor de tensiune este însă aceeași.

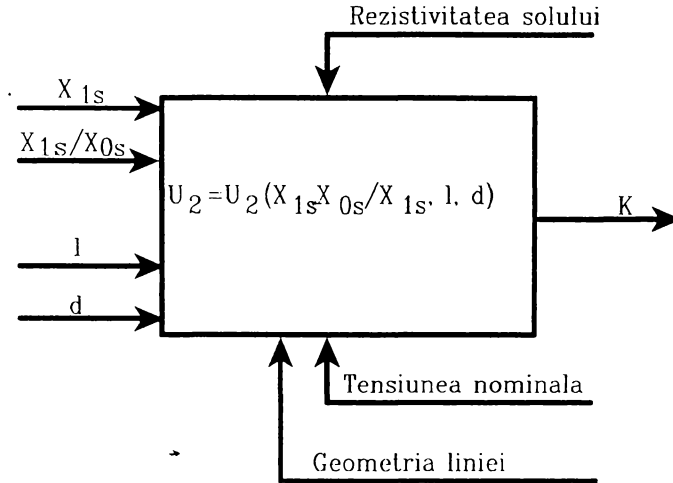


Fig. 4.3 Modelarea matematică a factorilor de influență asupra coeficientului de supratensiune

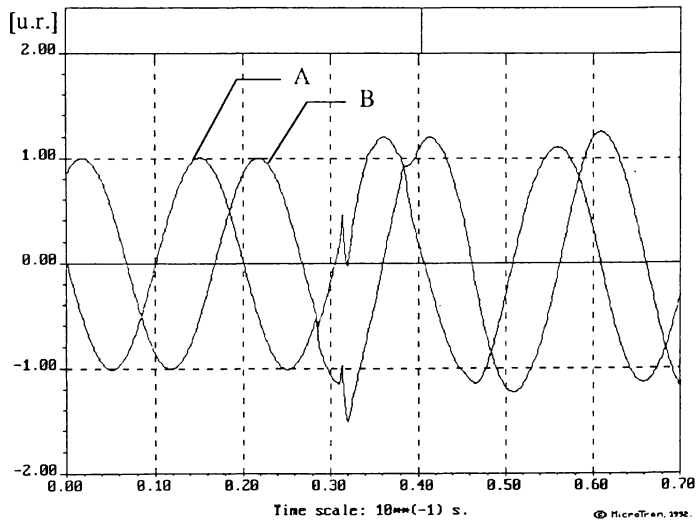


Fig. 4.4 Variația tensiunii pe faze sănătoase în urma unui scurtcircuit monofazat LEA cu  $U_n=400$  kV,  $l=400$  km

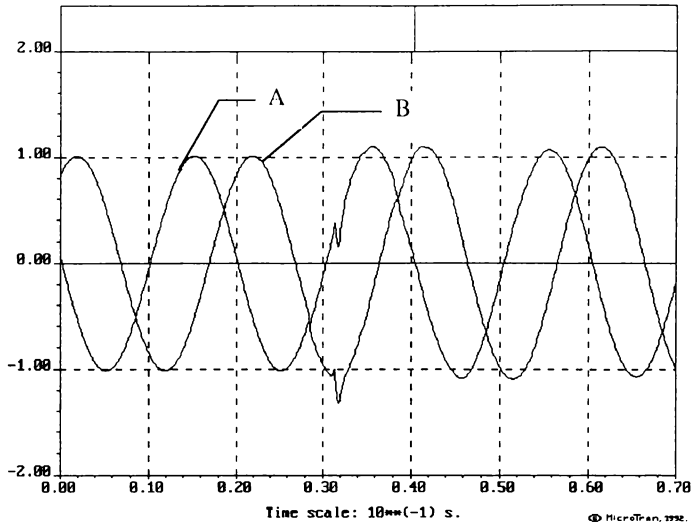


Fig. 4.5 Variația tensiunii pe fazele sănătoase în urma unui scurtcircuit monofazat LEA cu  $U_n=750$  kV,  $l=400$  km

4.1.2.1 Influența puterii de scurtcircuit și structurii sistemului sursă asupra coeficientului de supratensiune K

Coeficientul de supratensiune K variază în funcție de valoarea reactanței de secvență directă a sursei  $X_{1s}$  și raportul dintre aceasta și reactanța de secvență homopolară a sursei  $X_{0s}$ , pentru valori uzuale ale celor două mărimi K situându-se în intervalul (1,5-2,1) [42].

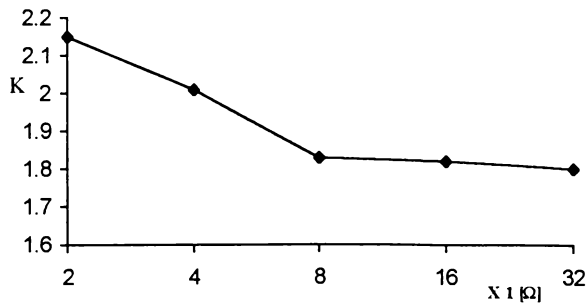


Fig. 4.6 Variația coeficientului de supratensiune K pe fazele neafectate în urma unui scurtcircuit monofazat în funcție de puterea de scurtcircuit a sistemului sursă,  $X_{0s}/X_{1s}=5$ .

Diagrama din fig. 4.6 prezintă variația coeficientului de supratensiune  $K$  funcție de puterea de scurtcircuit a sistemului sursă, pentru raportul  $X_{0s}/X_{1s}=5$ , pe când în diagrama din fig. 4.7 valoarea acestui raport este  $X_{0s}/X_{1s}=1$ . Locul de scurtcircuit este în ambele cazuri la capătul în gol al LEA.

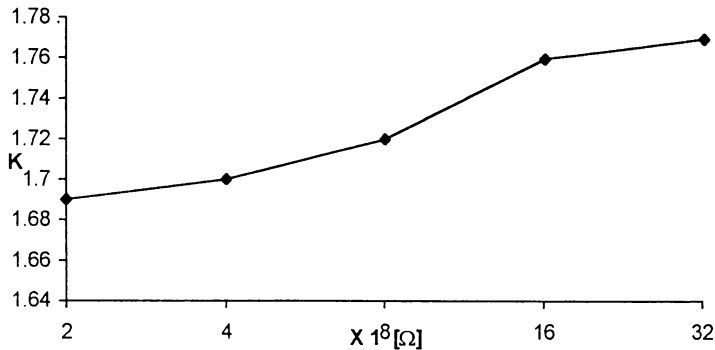


Fig. 4.7 Variația coeficientului de supratensiune  $K$  pe fazele neafectate în urma unui scurtcircuit monofazat în funcție de puterea de scurtcircuit a sistemului sursă,  $X_{0s}/X_{1s}=1$

Din compararea celor două diagrame se observă că prin modificarea raportului celor două reactanțe, deci prin modificarea topologiei rețelei care constituie sistemul sursă se poate influența valoarea coeficientului de supratensiune, astfel încât acesta să se mențină la o valoare minimă chiar în cazul variației puterii de scurtcircuit a sistemului sursă.

#### 4.1.2.2. Influența lungimii liniei asupra coeficientului de supratensiune $K$

În fig. 4.8 este prezentată variația coeficientului de supratensiune pe fazele sănătoase în cazul unui scurtcircuit monofazat la capătul liniei funcție de lungimea liniei, pentru cazul LEA de 400 kV și respectiv 750 kV.

Cu creșterea lungimii liniei se observă o creștere rapidă și a lui  $K$ . Regimul considerat reprezintă un regim quasistaționar de funcționare a LEA. Mărirea valorii coeficientului de supratensiune se datorează amplificării fenomenului de creștere a tensiunii la capătul liniei în regim staționar de funcționare.

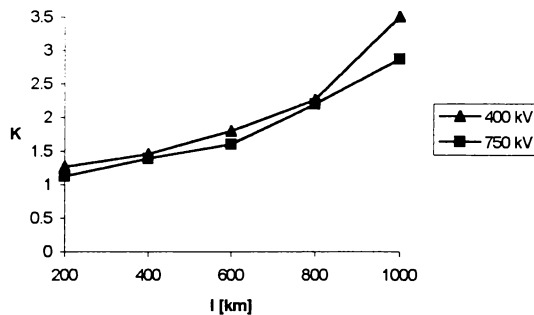


Fig. 4.8 Variația coeficientului de supratensiune pe fazele neafectate de defect în urma unui scurtcircuit monofazat funcție de lungimea LEA

#### 4.1.2.3. Influența locului de scurtcircuit asupra coeficientului de supratensiune $K$

Diagrama din fig. 4-9 prezintă variația coeficientului de supratensiune  $K$  în funcție de poziția relativă a scurtcircuitului pe LEA. Determinarea lui  $K$  s-a făcut ca și în cazurile anterioare la capătul în gol al liniei.

Pentru valoarea dată a raportului între reactanțele de secvență directă și respectiv homopolară ale sistemului sursă se observă că valoarea maximă a tensiunii se obține la capătul în gol al liniei. Calculele efectuate și prezentate mai sus au condus la valori ale tensiunii pe fazele sănătoase de 1,25 u.r. sau mai mult.

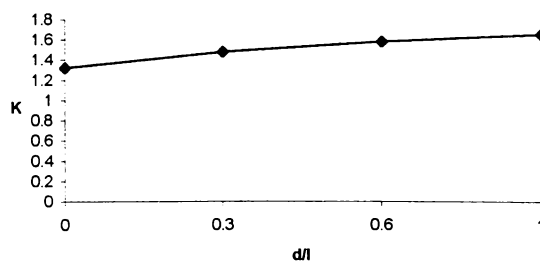


Fig. 4.9 Variația coeficientului de supratensiune  $K$  pe fazele neafectate de defect în urma unui scurtcircuit monofazat funcție de poziția relativă a locului de scurtcircuit pe LEA

#### 4.1.3. Supratensiuni temporare pe LEA generate de separarea bruscă de sarcină

Protecția liniilor electrice aeriene este astfel concepută ca în caz de necesitate deconectarea întreruptoarelor să se facă simultan la ambele capete. Ca urmare a unei funcționări anormale, e posibil pentru o perioadă de timp mai mare sau mai mică, ca întreruptoarele la cele două extremități să nu acționeze simultan, sau să acționeze doar un întreruptor, linia rămânând alimentată de la o extremitate, în cealaltă ea funcționând în gol.

Cele mai mari supratensiuni temporare se obțin în cazul scurtcircuitelor monofazate care conduc la separarea bruscă a sarcinii, linia rămânând pe scurtcircuit după această separare. În acest caz coeficientul total de supratensiune temporară se obține multiplicând coeficienții de supratensiune din cazul scurtcircuitelor cu coeficienții de supratensiune rezultați la funcționarea liniei în gol sau la separarea de sarcină.

Amplitudinea supratensiunii la deconectarea bruscă a sarcinii este cu atât mai mare cu cât linia este mai lungă, cu cât sarcina care se separă este mai mare și cu cât puterea de scurtcircuit a sistemului de alimentare este mai mică.

În fig. 4.10 este prezentată variația tensiunii unei LEA cu  $U_n = 400$  kV, fără compensare, la punctul de separare a sarcinii, în funcție de lungimea LEA. Sarcina variază între 0 și 100%  $P_{nat}$ , pentru un factor de putere  $\cos\phi = 1$ .

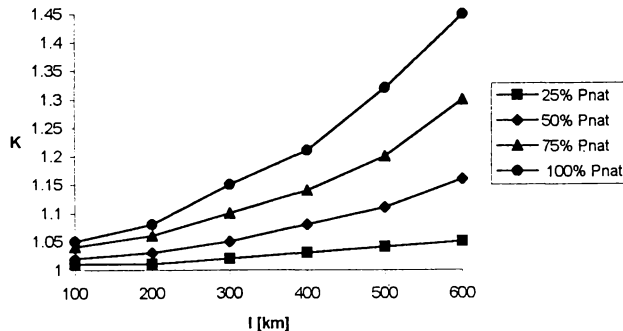


Fig. 4.10 Coeficientul de supratensiune  $K$  la separarea bruscă de sarcină, LEA de 400 kV,  $S_{sc} = 5$  GVA, LEA necompensată în funcție de lungimea  $l$  a LEA și sarcină

Diagrama din fig. 4.11 prezintă variația supratensiunilor temporare pentru o LEA de 750 kV și lungime  $l = 400$  km, în funcție de puterea de scurtcircuit a sistemului de

alimentare. Sarcina a fost considerată 100%  $P_{nat}$  ( $P_{nat}$  reprezintă puterea naturală a LEA).

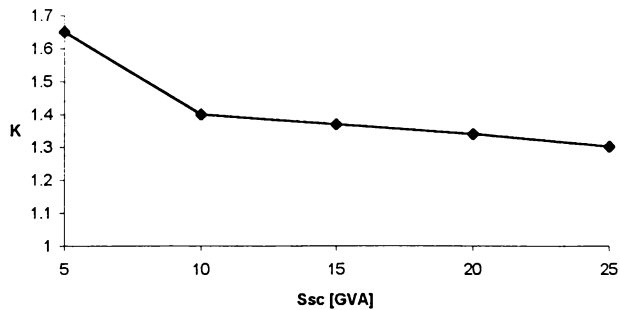


Fig. 4.11 Coeficientul de supratensiune K la separarea bruscă de sarcină, LEA de 750 kV, fără compensare funcție de puterea de scurtcircuit a sistemului

Valorile supratensiunilor temporare se situează între 1,25-1,6 u.r. pentru puteri de scurtcircuit mai mari decât 5 GVA. Sub această valoare a puterii de scurtcircuit a sistemului, coeficientul de supratensiune K crește peste 2, fiind create deci condiții de rezonanță.

Din analiza efectuată a rezultat că pentru lungimi de LEA de 400 kV între 100-300 km și puteri de scurtcircuit ale sistemului de alimentare între 5-15 GVA, specifice pentru sistemul electroenergetic național, valorile supratensiunilor temporare de acest gen se situează în domeniul 1,05-1,25 u.r., pentru puteri de scurtcircuit mai mici decât 5 GVA se ating valori mai mari iar scăderea puterii de scurtcircuit sub 2 GVA creează condiții de rezonanță, coeficientul de supratensiune depășind valoarea 2.

#### **4.2. Curentul prin arcul electric rezidual și tensiunea de restabilire în cazul reanclanșării automate rapide monofazate**

În cazul RARM faza defectă este deconectată pentru scurt timp de la ambele capete ale LEA, curentul de scurtcircuit fiind astfel întrerupt. Arcul electric la locul de scurtcircuit este însă întreținut mai departe datorită cuplajului inductiv și capacitiv dintre faza defectă și fazele sănătoase, prin el stabilindu-se așa numitul curent secundar de arc, curent prin arcul electric rezidual sau curent rezidual. După stingerea arcului la locul de defect apare



tensiunea tranzitorie de restabilire sau, mai scurt, tensiunea de restabilire. Aceasta influențează în mod evident șansele de reușită ale RARM prin forma sa de variație. Până acum nu există studii asupra influenței pe care o are panta de creștere a tensiunii de restabilire în porțiunea sa inițială asupra probabilității de reușită a RARM. În continuare noțiunea de tensiune de restabilire se va referi la valoarea efectivă a componentei de frecvență industrială în tensiunea tranzitorie de restabilire la locul de defect.

În cazul LEA relativ scurte creșterea pauzei RARM conduce la stingerea sigură a arcului electric la locul de defect. Cu creșterea lungimii LEA cresc și curentul rezidual respectiv tensiunea de restabilire, iar de la o anumită lungime a LEA apare un arc electric rezidual stabil care face imposibilă folosirea RARM pe aceste linii. La liniile de ÎT și FÎT folosirea RARM este deci posibilă doar pentru lungimi reduse sau cu ajutorul unor măsuri suplimentare ce conduc la micșorarea curentului rezidual și a tensiunii de restabilire.

#### 4.2.1. Calculul curentului prin arcul electric rezidual și a tensiunii de restabilire

Schema echivalentă simplificată pentru determinarea intensității curentului prin arcul electric rezidual și a tensiunii de restabilire la stingerea acestui arc pe faza afectată în cazul unui RARM este indicată în fig. 4.12, unde  $C_e$  reprezintă capacitatea între două faze ale liniei, și pentru o transpunere ideală a celor două faze ale LEA este dată de relația (4.7), respectiv  $L_f$  reprezintă inductivitatea circuitului fază-pământ și este dată de relația (4.8) [2].

$$C_e' = \frac{C_1' - C_0'}{3} \quad (4.7)$$

$$L_f' = \frac{L_0' + 2 \cdot L_1'}{3} \quad (4.8)$$

În cazul liniilor cu o lungime mai mică de 1000 km în general se pot neglija componentele longitudinale fără a face erori de principiu. Dacă lungimea liniei depășește însă 1000 km, trebuie neapărat luată în calcul inductivitatea buclei fază-pământ  $L_f$ , afirmație care poate fi dovedită printr-un calcul simplificat al condițiilor de apariție a rezonanței în curent la locul de defect.

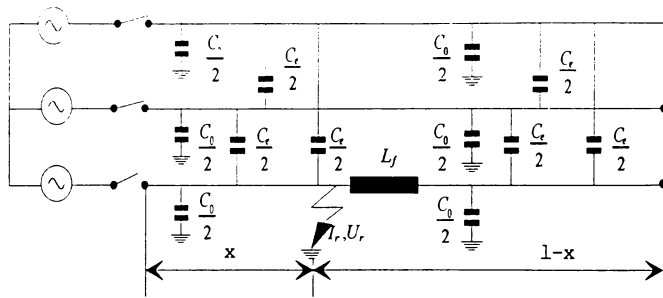


Fig. 4.12 Schema echivalentă pentru determinarea curentului rezidual de arc și a tensiunii de restabilire

Dacă  $L'_1, L'_0, C'_1, C'_0$  sunt parametrii de secvență directă și respectiv homopolară, pe unitate de lungime ai LEA, atunci condițiile de apariție a fenomenului de rezonanță sunt îndeplinite pentru lungimea  $l_r$  dacă se verifică relația (4.9):

$$\omega \cdot \frac{L'_0 + 2 \cdot L'_1}{3} \cdot l_r = \frac{1}{\omega \cdot \left( \frac{C'_1 - C'_0}{3} + \frac{C'_0}{2} \right) \cdot l_r} \quad (4.9)$$

unde  $\omega$  reprezintă pulsația corespunzătoare frecvenței de 50 Hz. În aceste condiții  $l_r$  se poate determina cu relația (4.10):

$$l_r = \frac{3}{\omega \cdot \sqrt{(L'_0 + 2 \cdot L'_1) \left( \frac{C'_0 + 2 \cdot C'_1}{2} \right)}} \quad (4.10)$$

Pentru o LEA cu tensiunea nominală 750 kV cu coronamentul liniei conform stâlpului PAS 750101-53SB având următorii parametrii de secvență directă și respectiv homopolară:  $L'_0 = 2,224$  mH,  $L'_1 = 1,426$  mH,  $C'_0 = 8,6$  nF,  $C'_1 = 10,59$  nF rezultă  $l_r = 1206$  km. De asemenea pentru o LEA cu tensiunea nominală 400 kV cu coronamentul liniei conform stâlpului PAS 400102 având parametrii de secvență directă și respectiv homopolară:  $L'_0 = 2,089$  mH,  $L'_1 = 1,059$  mH,  $C'_0 = 8,72$  nF,  $C'_1 = 12,3$  nF rezultă  $l_r = 1040$  km.

Deoarece lungimile LEA chiar și la FÎT se situează sub valoarea de 1000 km, deasupra acestei valori transportul energiei în curent alternativ devenind neeconomic, în calculele ulterioare se va neglija inductivitatea  $L_r$ .

Literatura de specialitate indică principal două tipuri de stingere pentru arcul electric rezidual [80]:

- după deconectarea curentului de scurtcircuit arcul electric la locul de defect se stinge imediat. Datorită deionizării încă insuficiente a canalului de arc rigiditatea dielectrică este redusă și înainte de stingerea definitivă apar reaprinderi. Arcul electric se stinge definitiv în acest caz după aproximativ 150 ms. Stingerea arcului este cu atât mai probabilă cu cât curentul de scurtcircuit și viteza vântului sunt mai mari respectiv cu cât curentul rezidual și tensiunea de restabilire sunt mai mici.
- în cazul curenților de scurtcircuit mai reduși arcul secundar arde „liniștit“ și se extinde. Astfel cresc rezistența arcului și căderea de tensiune pe arc. Curentul rezidual scade continuu - acest tip de stingere se regăsește în literatură și sub denumirea de stingere continuă - și arcul dispare când tensiunea necesară pentru a întreține acest arc devine mai mare decât tensiunea de restabilire. În acest caz arcul electric arde mult mai mult decât în cazul tăierilor bruște.

Curentul rezidual are două componente, una determinată de cuplajul capacitiv, cealaltă de cel inductiv, componente ce se pot determina pe baza schemei electrice echivalente din fig. 4.12 Aceste componente se exprimă sub forma:

$$I_r^{\text{cap}} = U_f \cdot \omega \cdot \left( \frac{C'_1 - C'_0}{3} \right) \cdot l \quad (4.11)$$

$$I_r^{\text{ind}} = U'_{\text{ind}} \cdot \left( \frac{1}{2} - x \right) \cdot \omega \cdot l \cdot (C'_0 + 2 \cdot C'_e) \quad (4.12)$$

unde  $U_f$  reprezintă tensiunea nominală de fază și  $l$  lungimea liniei. Tensiunea indusă în faza avariata de către celelalte două faze nedeconectate.  $U'_{\text{ind}}$  depinde de curentul prin aceste conductoare  $I_L$ , putând fi exprimată sub forma:

$$U'_{\text{ind}} = I_L \cdot \omega \cdot \frac{(L'_0 - L'_1)}{3} \quad (4.13)$$

Presupunând că linia este încărcată cu puterea naturală și neglijând rezistențele LEA, curentul  $I_L$  prin conductoarele fazelor rămase în funcțiune, care determină tensiunea indusă în faza avariata se poate exprima sub forma:

$$I_L = \frac{3 \cdot U_r}{\left(2 \cdot \frac{L'_0}{L'_1} + 1\right) \cdot \sqrt{\frac{L'_1}{C'_1}}} \quad (4.14)$$

Circuitul electric având această tensiune indusă ca sursă se poate închide doar prin capacitățile liniei, astfel încât componenta inductivă a curentului rezidual  $I_r^{ind}$  va fi determinată de această reactanță capacitivă de valoare mare. Rezistența arcului  $R_a$  și impedanța circuitului fază-pământ au valori mici și deci pot fi neglijate. În aceste condiții cele două componente ale tensiunii de restabilire se exprimă prin:

$$\begin{bmatrix} U_r^{cap} \\ U_r^{ind} \end{bmatrix} \cong \frac{1}{\omega \cdot (C'_0 + 2 \cdot C'_e)} \cdot \begin{bmatrix} I_r^{cap} \\ I_r^{ind} \end{bmatrix} \quad (4.15)$$

Pentru a scoate în evidență influența diferiților parametri asupra curentului rezidual și respectiv a tensiunii de restabilire se consideră schema simplificată din fig. 4.13.

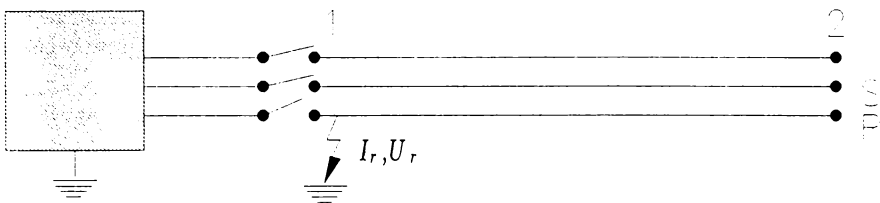


Fig. 4.13 Schema simplificată pentru determinarea curentului rezidual de arc și a tensiunii de restabilire

Defectele nesimetrice sau comutațiile nesimetrice în sistemul trifazat se pot aborda foarte ușor prin metoda componentelor simetrice atunci când nesimetria se limitează la un singur punct. Dacă se consideră locul de apariție a scurtcircuitului monofazat ca fiind la începutul liniei, atunci cele două tipuri de nesimetrie, scurtcircuit monofazat și deconectare monofazată pot fi asimilate cu o alimentare nesimetrică din rețea [40]. În aceste condiții se pot scrie ecuațiile (4.16):

$$\begin{bmatrix} \underline{I}_R \\ \underline{I}_S \\ \underline{I}_T \end{bmatrix} = \frac{1}{3} \cdot \begin{bmatrix} \underline{Y}_0 + 2 \cdot \underline{Y}_1 & \underline{Y}_0 - \underline{Y}_1 & \underline{Y}_0 - \underline{Y}_1 \\ \underline{Y}_0 - \underline{Y}_1 & \underline{Y}_0 + 2 \cdot \underline{Y}_1 & \underline{Y}_0 - \underline{Y}_1 \\ \underline{Y}_0 - \underline{Y}_1 & \underline{Y}_0 - \underline{Y}_1 & \underline{Y}_0 + 2 \cdot \underline{Y}_1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \underline{U}_R \\ \underline{U}_S \\ \underline{U}_T \end{bmatrix} \quad (4.16)$$

sau, sub o altă formă (4.17) :

$$\underline{U}_{RST} = \underline{Z}_{01} \cdot \underline{I}_{RST} \quad (4.17)$$

unde  $\underline{Y}_{0,1}$  și  $\underline{Z}_{0,1}$  reprezintă admitanțele respectiv impedanțele de intrare ale liniei în componenta homopolară și directă. Înlocuind pe rând  $\underline{U}_r = \underline{U}_R$  în ecuațiile (4.16) se obține expresia tensiunii de restabilire, iar pentru  $\underline{I}_r = \underline{I}_R$  expresia curentului rezidual.

$U_r^{\text{cap}}$  componenta capacitivă a tensiunii de restabilire se poate determina conform schemei echivalente din fig. 4.14 înlocuind în ecuațiile (4.17) condițiile (4.18):

$$\begin{aligned} \underline{I}_R &= 0 \\ \underline{U}_S + \underline{U}_T &= -\underline{U} \end{aligned} \quad (4.18)$$

În final se obține pentru  $\underline{U}_r^{\text{cap}}$  expresia (4.19):

$$\underline{U}_r^{\text{cap}} = \frac{\underline{Y}_0 - \underline{Y}_1}{\underline{Y}_0 + 2 \cdot \underline{Y}_1} \cdot \underline{U} = \frac{j \cdot \omega \cdot C'_0 \cdot l - j \cdot \omega \cdot C'_1 \cdot l}{j \cdot \omega \cdot C'_0 \cdot l + 2 \cdot j \cdot \omega \cdot C'_1 \cdot l} \cdot \underline{U} \quad (4.19)$$

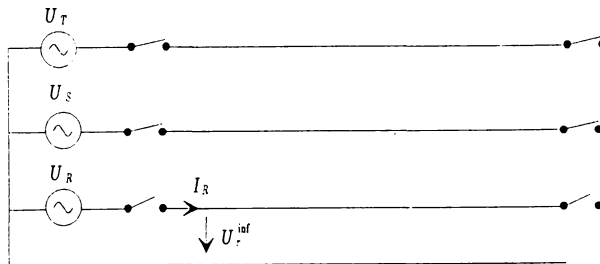


Fig. 4.14 Schema echivalentă pentru determinarea componentei  $U_r^{\text{cap}}$

Relația (4.19) corespunde celei determinate anterior, pe baza schemei din fig. 4.12

Pentru determinarea componentei inductive se neglijează toate componentele transversale ale impedanțelor, deci din motive de simetrie  $\underline{U}_r^{ind}$  se va determina la mijlocul liniei conform schemei din fig. 4.15.

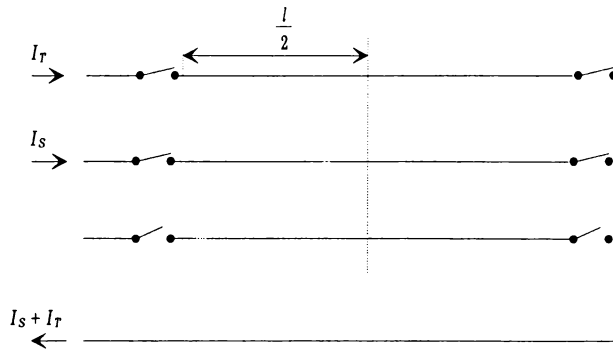


Fig. 4.15 Schema echivalentă pentru determinarea componentei  $\underline{U}_r^{ind}$

Condițiile ce trebuie introduse în ecuațiile (4.16) pentru determinarea lui  $\underline{U}_r^{ind}$  sunt date în (4.20), obținându-se în final pentru  $\underline{U}_r^{ind}$  expresia (4.21):

$$\begin{aligned} \underline{I}_R &= 0 \\ \underline{I}_S + \underline{I}_T &= \underline{I}_L \end{aligned} \tag{4.20}$$

$$\underline{U}_r^{ind} = \frac{1}{3} \cdot (\underline{Z}_0 - \underline{Z}_1) \cdot \underline{I}_L = \frac{1}{3} \cdot \left( j \cdot \omega \cdot L'_0 \cdot \frac{1}{2} - j \cdot \omega \cdot L'_1 \cdot \frac{1}{2} \right) \cdot \underline{I}_L \tag{4.21}$$

unde

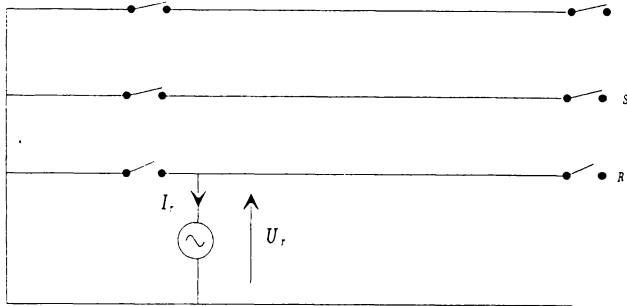
$$\underline{I}_L = - \frac{3 \cdot \underline{U}_r}{\left( 1 + \frac{2 \cdot X_{0L}}{X_{1L}} \right) \cdot \sqrt{\frac{L'_1}{C'_1}}} \tag{4.22}$$

reprezintă curentul sumă prin cele două conductoare sănătoase.

Expresia (4.21) corespunde de asemenea relației (4.15) determinată din fig. 4.12.

Dacă tensiunea de restabilire este cunoscută, pentru determinarea curentului secundar de arc, fig. 4.16, se poate aplica teorema superpoziției. În acest caz se înlocuiește condiția (4.23) în ecuațiile (4.16):

$$\begin{aligned} \underline{U}_R &= -\underline{U}_r \\ \underline{U}_s &= \underline{U}_T = 0 \end{aligned} \quad (4.23)$$

Fig. 4.16 Schema echivalentă pentru determinarea  $I_r$ 

$$\underline{I}_r \cong \frac{1}{3} \cdot (\underline{Y}_0 + 2 \cdot \underline{Y}_1) \cdot \underline{U}_r \quad (4.24)$$

Cele două componente ale curentului rezidual, se determină cu relațiile (4.25) și respectiv (4.26) în funcție de cele două componente ale tensiunii de restabilire:

$$\underline{I}_r^{\text{cap}} = \frac{1}{3} \cdot (\underline{Y}_0 + 2 \cdot \underline{Y}_1) \cdot \underline{U}_r^{\text{cap}} = \frac{1}{3} \cdot (\underline{Y}_0 - \underline{Y}_1) \cdot \underline{U} \quad (4.25)$$

$$\underline{I}_r^{\text{ind}} = \frac{1}{3} \cdot (\underline{Y}_0 + 2 \cdot \underline{Y}_1) \cdot \underline{U}_r^{\text{ind}} = \frac{1}{3} \cdot (\underline{Y}_0 + 2 \cdot \underline{Y}_1) \cdot \frac{1}{3} \cdot (\underline{Z}_0 - \underline{Z}_1) \underline{I}_r \quad (4.26)$$

Relațiile (4.25) și (4.26) corespund celor determinate anterior, (4.11) și (4.12) dacă se ține cont de faptul că  $\underline{Y}_{0,1}$  reprezintă admitanțele de intrare ale liniei în gol, în cazul neglijării impedanțelor longitudinale iar  $\underline{Z}_{0,1}$  reprezintă impedanțele de intrare la scurtcircuit la mijlocul LEA, în condițiile neglijării admitanțelor transversale.

#### 4.2.2. Influența parametrilor LEA și ai rețelei asupra curentului rezidual și a tensiunii de restabilire în cazul RARM

##### a. Locul de scurtcircuit

Pausa de RAR trebuie stabilită astfel încât, chiar și pentru situația care conduce la

valorile maxime pentru curentul secundar de arc și tensiunea de restabilire, stingerea arcului la locul de defect să fie sigură. Curentul secundar de arc și respectiv tensiunea de restabilire se modifică în funcție de poziția locului de defect în lungul liniei.

În fig. 4.17 este reprezentată variația celor două mărimi în funcție de poziția relativă a locului de defect pe linie  $x$ , pentru cazul LEA cu  $U_n=400$  kV și lungimea  $l=400$  km, respectiv în fig. 4.18 pentru LEA cu  $U_n= 750$  kV și lungimea  $l=400$  km cu parametrii precizați în paragraful anterior.

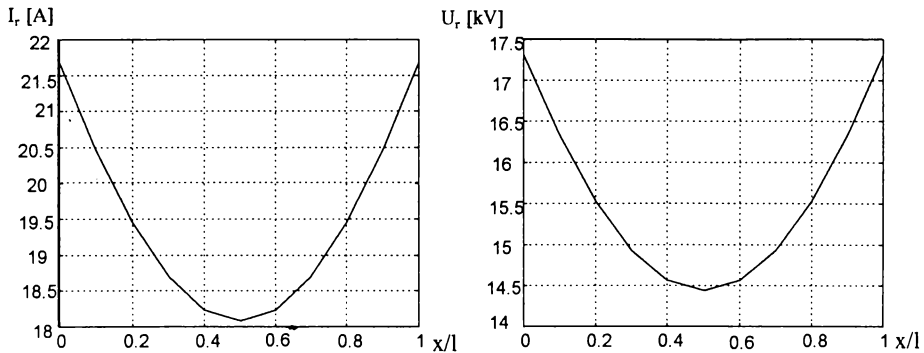


Fig. 4.17 Variația curentului rezidual și a tensiunii de restabilire pentru LEA cu  $U_n=400$  kV în funcție de poziția relativă a locului de scurtcircuit pe linie

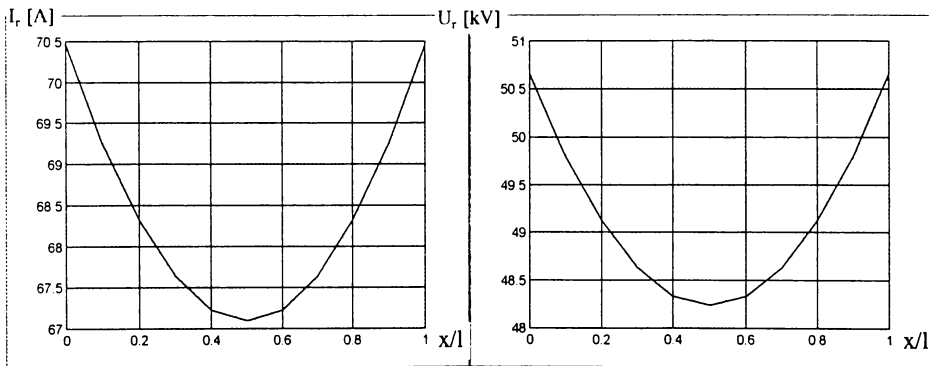


Fig. 4.18 Variația curentului rezidual și a tensiunii de restabilire pentru LEA cu  $U_n= 750$  kV în funcție de poziția relativă a locului de scurtcircuit pe linie

Principal  $I_r$  și  $U_r$  au variații similare. Pentru acest caz al încărcării cu puterea naturală, neglijând rezistențele LEA, valori maxime pentru  $I_r$  și  $U_r$  se obțin la capetele liniei



în mod simetric. Considerarea pierderilor rezistive va conduce la creșterea valorilor obținute la începutul liniei. Încărcarea inițială inductivă a liniei conduce la obținerea de valori mai mari pentru cele două mărimi la începutul LEA., respectiv o încărcare inițială capacitivă (cazul liniilor slab încărcate) conduce la creșterea valorilor la sfârșitul liniei.

Liniile lungi sunt încărcate de obicei cu puterea naturală. În aceste condiții determinarea curentului rezidual și a tensiunii de restabilire pentru stabilirea pauzei RAR necesare se va face la începutul liniei, cazul cel mai defavorabil în acest regim de funcționare a LEA.

Pentru cazul LEA la care regimurile de funcționare diferă mult, din punct de vedere al încărcării, se recomandă pentru regimurile extreme determinarea lui  $I_r$  și  $U_r$  la începutul și sfârșitul LEA.

### *b). Geometria liniei*

Geometria liniei are o influență deosebit de mare asupra curentului rezidual de arc respectiv asupra tensiunii de restabilire în cazul RARM. În cazul în care conductoarele sunt plasate în vârfurile unui triunghi  $I_r$  și  $U_r$  sunt mult mai mari decât în cazul în care conductoarele sunt plasate toate în același plan. Aceasta rezultă din faptul că așezarea conductoarelor în vârfurile unui triunghi are ca efect creșterea cuplajului inductiv între faze și a capacităților mutuale cu 40-50 % față de varianta conductoarelor așezate în același plan. Un alt factor de influență îl reprezintă conductorul de fază în sine. Realizarea acestuia sub formă de conductor masiv sau tip funie implică modificarea capacităților mutuale de asemenea în sensul creșterii acestora. Efectul de creștere a curentului secundar de arc în cazul conductoarelor tip funie este amplificat de faptul că prin creșterea numărului de fire în funie impedanța de undă scade și crește deci puterea naturală a liniei. Datorită curentului mărit crește însă și componenta indusă a lui  $I_r$  respectiv  $U_r$ , deoarece practic cuplajul inductiv nu se schimbă.

În fig. 4.19 este prezentată variația curentului rezidual de arc pentru cazul unei linii cu  $U_n = 400$  kV la care s-a modificat geometria stâlpului. În varianta A conductoarele sunt aranjate în vârfurile unui triunghi, respectiv în varianta B sunt plasate în același plan [19]. Se observă că pentru cazul conductoarelor plasate în același plan, lungimea liniei pentru care  $I_r$  este sub valoarea limită de 50 A este mult mai mare, deci se lărgeste considerabil domeniul de aplicare al RARM.

Curentul rezidual de arc și tensiunea de restabilire sunt puternic influențate și de numărul de conductoare de protecție. Curentul de defect se distribuie în funcție de proprietățile conductorului de protecție (rezistivitatea și permeabilitatea relativă materialului, raza conductorului), proprietățile solului (rezistivitatea solului), configurația stâlpului (distanța medie conductor activ-conductor de protecție, numărul de conductoare de protecție și distanța dintre ele) într-un anumit raport între conductorul de protecție și pământ. Influența pozitivă a mai multor conductoare de protecție asupra  $I_r$  și  $U_r$  se observă și în diagrama din fig. 4.19, dar aceasta nu justifică din punct de vedere economic investiția în mai multe și mai scumpe conductoare de protecție, pentru ca această măsură singură nu este suficientă pentru lărgirea domeniului de aplicare a RARM.

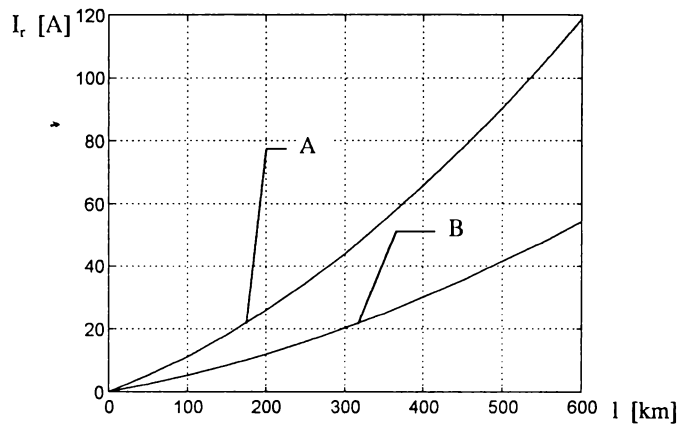


Fig. 4.19 Influența geometriei liniei asupra valorii curentului rezidual de arc

### c). Rezistența arcului

Prin neglijarea rezistenței neliniare a arcului a fost posibilă aplicarea metodei componentelor simetrice, în calculele precedente referitoare la curentul secundar de arc. Această ipoteză acoperă cazul cel mai defavorabil din punct de vedere al tensiunii de restabilire. Se pune însă problema dacă valorile astfel determinate pentru curentul rezidual nu sunt supraevaluate.

Arcul rezidual arde între două puncte fixe, reprezentate de armăturile de protecție. În timpul arderii arc se întinde ceea ce poate conduce, mai ales în cazul așezării verticale a

electrozilor (stâlpi de susținere), la scurtcircuitarea sa. După atingerea lungimii maxime, arcul se stinge singur, curentul secundar de arc fiind prea mic pentru întreținerea lui. Creșterea lungimii arcului rezidual este influențată de mai multe mărimi a căror variație este aleatoare și care datorită dependenței reciproce nu pot fi studiate separat.

O influență mare asupra duratei de ardere a arcului rezidual o are vântul, prezent întotdeauna la înălțimile stâlpilor LEA considerați [29]. Vântul asigură o răcire accelerată a plasmei și accelerează extinderea arcului. Un rol important îl joacă modul de așezare a electrozilor. Datorită temperaturilor ridicate, tendința arului este de se extinde în sus, efect al fenomenului de convecție. La așezarea orizontală a electrozilor (cazul stâlpilor de susținere, fig. 4.20a), arcul se poate extinde nestingherit până la atingerea lungimii maxime. În cazul așezării verticale a electrozilor (cazul stâlpilor de tracțiune, fig. 4.20b) se pot forma bucle și pot apărea scurtcircuite. Lungimea maximă a arcului la o așezare orizontală a electrozilor este de 20 de ori mai mare decât distanța dintre electrozi, pe când în cazul așezării orizontale este doar de 5 ori aceeași distanță [80], astfel încât o stingere de la sine a arcului în acest din urmă caz nu este sigură.

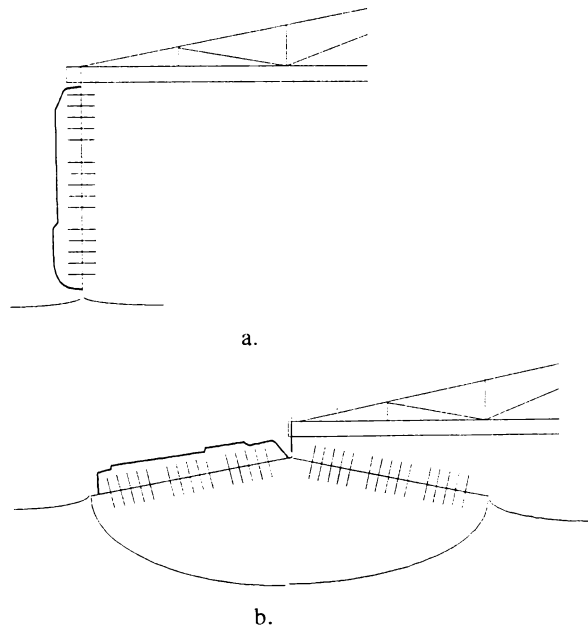


Fig. 4.20 Descărcarea prin arc electric pentru două tipuri de stâlpi:  
a- stâlp de susținere, b- stâlp de tracțiune

O influență mare asupra arcului rezidual o are curentul de scurtcircuit monofazat. O valoare mare a curentului de scurtcircuit are un efect electrodinamic important și arcul primar se va extinde, putându-se forma bucle. Prin declanșarea ciclului RAR și deconectarea fazei avariate, curentul rezidual de arc în pauza RAR nu va reuși să întrețină arcul deja extins. Lungimea maximă va fi atinsă cu atât mai repede cu cât durata scurtcircuitului și curentul de scurtcircuit sunt mai mari.

În literatura de specialitate sunt prezentate modele pentru caracteristica neliniară a arcului rezidual, obținute dezvoltând relații matematice care să corespundă datelor experimentale [50],[51]. Caracteristica tensiune-curent pentru arcul rezidual, aproximată de diagrama din fig. 4.21 [49] poate fi descrisă exact de următoarea ecuație:

$$\frac{dg_s}{dt} = \frac{1}{T_s} \cdot (G_s - g_s) \tag{4.27}$$

unde

$$G_s = \frac{|i_r|}{U_s \cdot I_s(t_r)} \tag{4.28}$$

în care:  $g_s$  reprezintă conductanța arcului rezidual și  $i_r$  reprezintă curentul rezidual.

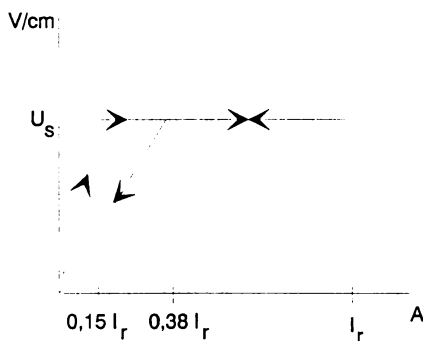


Fig. 4.21 Caracteristica dinamică a arcului rezidual

Dependența funcțională a gradientului căderii de tensiune  $U_s$  de curentul rezidual  $I_r$  în domeniul 1-55 A poate fi aproximată de relația [46]:

$$U_s = 75 \cdot I_r^{-0.4} \text{ V/cm} \tag{4.29}$$

Constanta de timp  $T_s$  este obținută empiric sub forma:

$$T_s = \frac{\beta \cdot I_r^{1,4}}{I_s(t_r)} \quad (4.30)$$

unde coeficientul  $\beta$  este aprox 0,00251 în domeniul de curenți definit anterior și este obținut empiric prin corelarea ecuației (4.27) cu (4.29) și (4.30).  $I_r$  reprezintă valoarea maximă a curentului secundar de arc determinat dintr-un calcul de regim staționar cu rezistența arcului considerată 0. Lungimea arcului secundar  $I_s$  depinde de durata de ardere a acestuia  $t_r$ , dependență care poate fi aproximată prin relația (4.31) pentru viteze mici ale vântului 0-1 m/s.

$$I_s(t_r) = \begin{cases} 10 \cdot t_r & \text{pentru } t_r > 0,1 \text{ s} \\ 1 & \text{pentru } t_r \leq 0,1 \text{ s} \end{cases} \quad (4.31)$$

Considerarea unui model dinamic pentru rezistența arcului secundar conduce în calcule la valori ale duratei de ardere mai apropiate de cele experimentale. Folosirea unui model liniar oferă în schimb valori mai mari și deci acoperitoare pentru stabilirea pauzei RAR. Valorile rezistenței arcului secundar determinate experimental se situează în domeniul 1-7  $\Omega$ , la distanțe foarte mari între conductoare valorile fiind chiar mai mici [29].

#### d) Lungimea LEA

Curentul rezidual crește odată cu creșterea lungimii LEA și cu creșterea tensiunii nominale a acesteia. Pentru un anumit nivel de tensiune, se poate ajunge prin creșterea lungimii liniei la valori ale curentului rezidual pentru care stingerea nu mai este sigură. Încercările experimentale în sistem și laborator pe LEA de 220 -700 kV [80, 29] arată că în domeniul de până la 60 A pentru curentul rezidual, stingerea arcului este sigură în condițiile unei pauze RAR suficient dimensionate, chiar și în absența vântului. Pe baza volumului mare de măsurători și a coincidenței între măsurătorile în sistem și în condiții de laborator se poate considera limita de 60 A pentru determinarea lungimii maxime a tronsonului LEA pe care se poate aplica RAR monofazat, în absența altor mijloace de reducere a curentului rezidual.

Pentru tensiuni înalte și foarte înalte 400-750 kV, în domeniul de lungimi ale LEA considerat componenta  $I_r^{\text{cap}}$  a curentului rezidual este predominantă, deci la limită pentru  $I_r^{\text{cap}} = 60$  A, din relația (4.11) rezultă lungimea maximă:

$$l_{max} \cong \frac{\sqrt{3} \cdot I_r^{cap}}{\omega \cdot C_e' \cdot U_n} \quad (4.32)$$

În fig. 4.22 este reprezentată dependența lungimii maxime de valoarea tensiunii nominale a LEA, dependență care rezultă din relația (4.32).

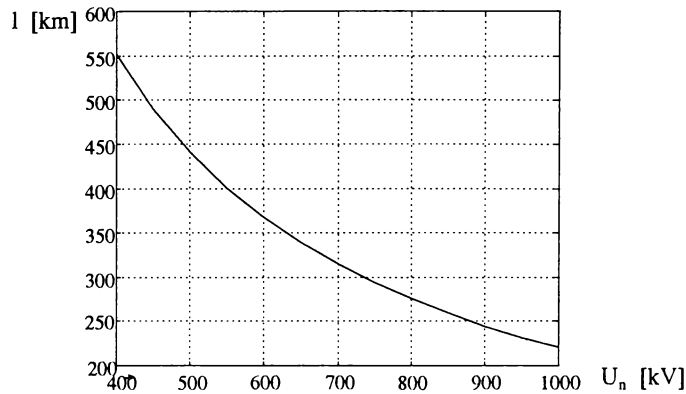


Fig. 4.22 Lungimea limită a LEA în cazul RARM

Din diagrama reprezentată în fig. 4.22 rezultă că fără a lua măsuri suplimentare pentru reducerea valorii curentului rezidual de arc, lungimile tronsoanelor LEA pe care se poate aplica RAR monofazat rezultă foarte mici.

e). Compensarea LEA

În situația în care bobinele de compensare prevăzute pe LEA trebuie să îndeplinească și rolul de a influența asupra I<sub>r</sub> și U<sub>r</sub> astfel încât să fie posibilă lărgirea domeniului de aplicare a RARM, reactanțele de secvență directă și respectiv homopolară trebuie să îndeplinească anumite condiții (vezi § 4.1.2).

Reactanța de secvență directă a bobinelor de compensare se determină cu ajutorul relației (4.33):

$$\beta = \frac{2}{X_{IR} \cdot \omega \cdot C_1' \cdot l} \quad (4.33)$$

unde β reprezintă gradul de compensare a liniei. Deși în general pentru bobinele de compensare parametrii longitudinali de secvență homopolară sunt egali cu cei de secvență

directă, în acest caz cele două reactanțe trebuie astfel alese încât admitanțele de intrare ale liniei în componenta de secvență directă și respectiv homopolară să îndeplinească condițiile ce derivă din relațiile (4.25) sau (4.26). Pentru a elimina componenta  $I_r^{\text{cap}}$  trebuie îndeplinită condiția (4.34) iar pentru a elimina  $I_r^{\text{ind}}$  trebuie îndeplinită condiția (4.35):

$$\underline{Y}_0 - \underline{Y}_1 = 0 \quad (4.34)$$

$$\underline{Y}_0 + 2 \cdot \underline{Y}_1 = 0 \quad (4.35)$$

Îndeplinirea condiției (4.35) conduce la imprimarea unui caracter rezonant pentru  $U_r^{\text{cap}}$ . Condiția (4.34) oferă mult mai multe avantaje, compensarea completă a cuplajului capacitiv având ca efect reducerea  $U_r^{\text{cap}}$ . În fig. 4.23 se prezintă modalitățile de realizare a condiției (4.34), care implică de fapt satisfacerea relației (4.36):

$$X_{0R} = X_{1R} \cdot \frac{\beta}{\beta - \beta_g} = X_{1R} \cdot \frac{\beta}{\beta - 3 \cdot \frac{C_g}{C_1}} \quad (4.36)$$

Condiția (4.36) se poate îndeplini prin tratarea corespunzătoare a punctului neutru al bobinelor de compensare printr-o capacitate sau printr-o inductivitate în funcție de gradul de compensare a liniei.

În cazul în care se aplică mijloacele de reducere a curentului secundar de arc și respectiv tensiunii de restabilire descrise mai sus, pentru LEA de 750 kV lungimea limită poate fi extinsă de la 300 km în cazul LEA fără compensare la 750 km pentru LEA cu compensare.

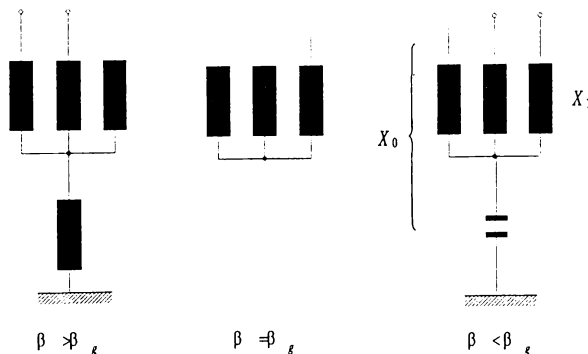


Fig. 4.23 Modalități de tratare a neutrului bobinelor de compensare

### 4.2.3. Determinarea pauzei RARM

#### 4.2.3.1 Determinarea pauzei RARM în funcție de curentul rezidual de arc

Diagrama din fig.4.24, reprezentând dependența duratei de ardere a arcului rezidual în funcție de curentul secundar de arc, a fost ridicată pe baza încercărilor experimentale în sistem și în laborator, prezentate în literatura de specialitate [40],[29],[33]. Pentru cele mai multe din aceste valori nu există indicații asupra geometriei stâlpului, a duratei scurtcircuitului monofazat sau a vitezei vântului. Curba 1 reprezintă limita maximă a valorilor cunoscute. Valoarea maximă a curentului rezidual considerată este 80 A, doar în acest domeniu existând suficiente valori pentru a construi această diagramă.

Pentru o valoare cunoscută a curentului secundar de arc  $I_r$ , valoarea pauzei RARM poate fi determinată cu relația empirică dedusă pe baza curbei 1 din fig.4.24:

$$t_p^{[s]} \geq 0,25 \cdot (0,1 \cdot I_r^{[A]} + 1) \quad (4.37)$$

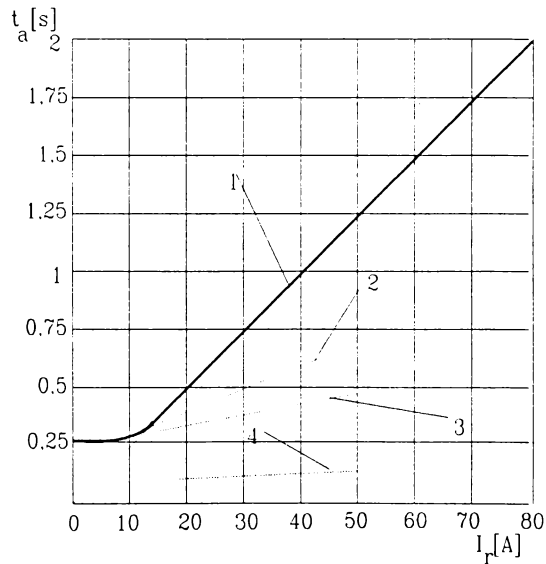


Fig. 4.24 Durata de ardere a arcului rezidual  $t_a$  în funcție de curentul secundar de arc  $I_r$  și tensiunea de restabilire  $U_r$ , viteza vântului  $v=2,5$  m/s  
 2-  $U_r/d=14$  kV/m, 3-  $U_r/d=10$  kV/m, 4-  $U_r/d=6,67$  kV/m



La nivelul de 400 kV, pentru domeniul de variație a curentului rezidual de arc prezentat anterior, fig. 4.17, rezultă pentru pauza RAR valori în intervalul 0,7- 1 s.

Pentru cazul LEA de 750 kV, pe baza diagramei din fig. 4.18 rezultă pentru pauza RAR valori în intervalul 1,8- 2,3 s.

### 4.3.2 Determinarea pauzei RARM în funcție de curentul rezidual de arc și tensiunea de restabilire

Rezultatele încercărilor experimentale din [80] confirmă dependența duratei de ardere a arcului rezidual și de tensiunea de restabilire. În fig. 4.24 a fost reprezentată și dependența duratei medii de ardere a arcului  $t_a=f(I_r)$  pentru câteva valori ale raportului dintre tensiunea de restabilire  $U_r$  și distanța de izolație  $d$ , respectiv viteza vântului  $v$ . Distanța de izolație  $d$  reprezintă de fapt lungimea minimă a arcului rezidual și are o valoare bine determinată pentru un anumit nivel de tensiune. Din curbele 2,3,4 prezentate în fig. 4.24 rezultă faptul că prin reducerea valorii tensiunii de restabilire există posibilitatea de a reduce durata de ardere a arcului rezidual. Tensiunea de restabilire este funcție de geometria liniei și poate fi redusă prin schemele de conectare a bobinelor de reacțanță prezentate în paragraful anterior.

Relația empirică de calcul a pauzei RARM în funcție  $I_r$ ,  $U_r/d$  și viteza vântului  $v$  (în m/s) determinată pe baza curbelor 2,3,4 din fig. 4.24 [80] este:

i

$$t_p^{[s]} \geq 0,5 + \frac{1}{v} \cdot \left( 0,033 \cdot \frac{U_r^{[kV]}}{d^{[m]}} + 0,021 \right) \cdot I_r^{[A]} \quad (4.38)$$

Diferențele obținute prin această metodă de determinare a pauzei RAR comparativ cu cea prezentată în cazul anterior sunt mai accentuate pentru stâlpi de tip portal, la care datorită geometriei diferite tensiunea de restabilire are valori mult mai mici.

Pentru condițiile din țara noastră, viteza medie a vântului poate fi apreciată la 3 m/s la înălțimi între 30 și 35 m deasupra solului, înălțimi care corespund stâlpilor LEA de 400 kV și 750 kV considerați. Distanțele de izolație corespunzătoare la cele două nivele de tensiune sunt:  $U_n= 400$  kV-stâlpul PAS400102,  $d=4,8$  m,  $U_n= 750$  kV-stâlpul PAS750101,  $d=8,4$  m [29]. În aceste condiții pauza RARM rezultă la nivelul de 400 kV în intervalul 0,43-0,47 s iar la nivelul de 750 kV între 0,45- 0,62 s.

### 4.3 Calculul supratensiunilor la reanclanșarea monofazată a LEA

Folosirea RARM în rețele de ÎT și FÎT (peste 400 kV) presupune acordarea unei atenții sporite reanclanșării monofazate a LEA, deoarece în unele cazuri supratensiunile care apar la reconectarea fazei deconectate pot depăși supratensiunile la reconectarea trifazată a LEA [40].

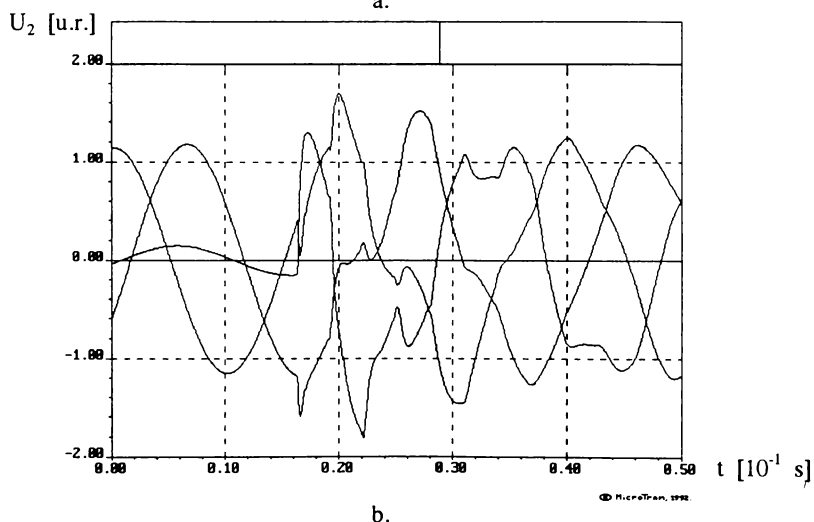
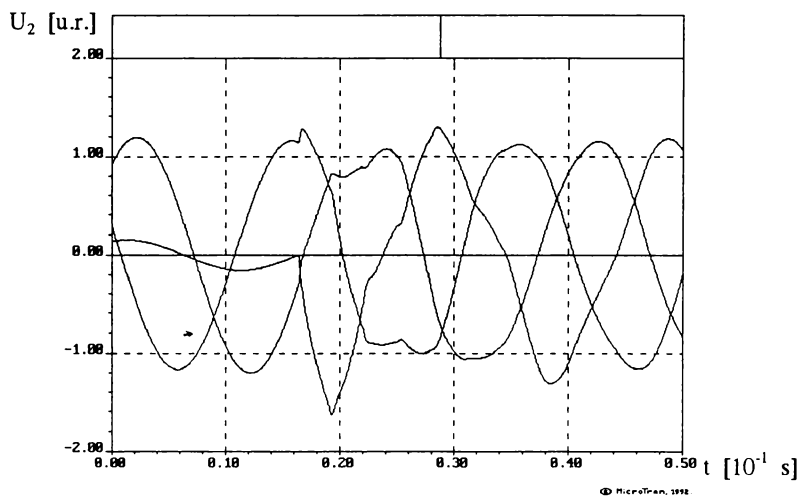
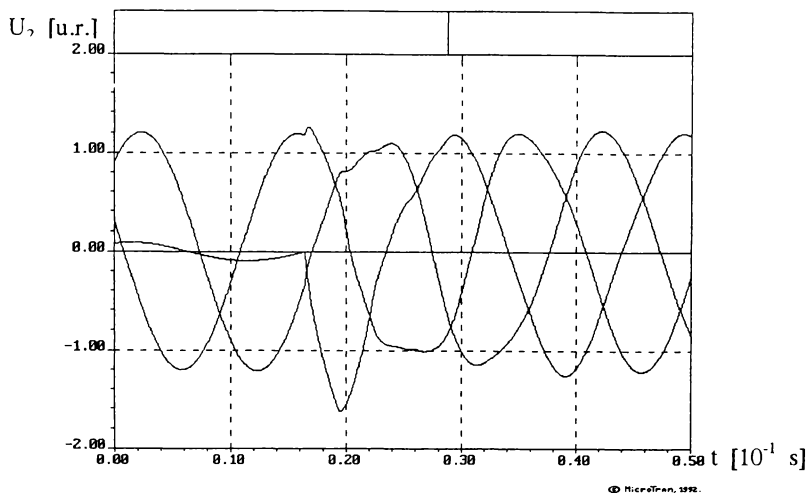
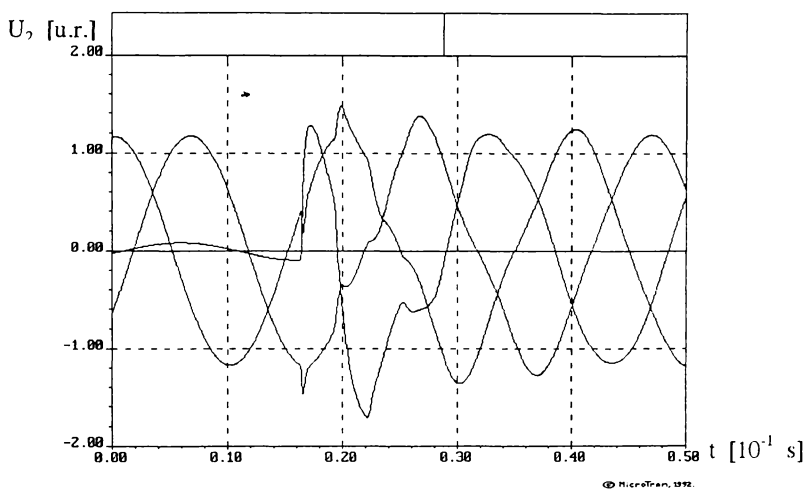


Fig. 4.25 Reanclanșarea monofazată a fazei C, LEA  $U_n = 400$  kV  
a.- $\varphi = 90^\circ$ , b.- $\varphi = 0^\circ$



a.



b.

Fig. 4.26 Reconectarea monofazată a fazei C - LEA  $U_n=750$  kV  
a.- $\varphi=90^\circ$ , b.- $\varphi=0^\circ$

Reconectarea monofazată a LEA se va produce întotdeauna peste o tensiune remanentă, datorată cuplajului inductiv și capacitiv dintre fazele sănătoase și faza deconectată. Tensiunea remanentă pe faza ce urmează a fi reconectată depinde de topologia rețelei, mai precis de tipul de compensare folosit pentru a lărgi domeniul de aplicare al RARM (§4.2.2), ceea ce face ca valorile supratensiunilor înregistrate la reconectarea monofazată să difere foarte mult. Un alt factor de mare influență este momentul conectării,

dacă el precede sau succede fenomenele tranzitorii cauzate de stingerea arcului rezidual. În simulările următoare s-a considerat că faza deconectată se va reconecta după stingerea oricăror fenomene tranzitorii în momentul cel mai defavorabil, adică în momentul în care diferența dintre tensiunea remanentă și tensiunea sursei ia valoarea maximă [17].

În fig. 4.25 este prezentată variația tensiunilor pe cele 3 faze la reconectarea monofazată a fazei C a unei LEA de 400 kV, cu parametrii menționați în §.3.2.1.1., iar în fig. 4.26 pentru o LEA de 750 kV cu parametrii precizați în §.4.2.1. Rezultatele au fost obținute cu programul MicroTran<sup>®</sup>, considerând cazul LEA fără compensare în gol, conform modelului prezentat în fig. 4.27. Puterea de scurtcircuit a sistemului de alimentare la 400 kV a fost considerată 10 GVA respectiv 20 GVA la 750 kV.

În fig.4.25a, respectiv 4.26.a unghiul initial al tensiunii sursei, în momentul conectării a fost considerat  $\varphi=90^\circ$ , corespunzător defazajului maxim între tensiunea pe partea sursei și cea de pe linie. Fig. 4.25.b și fig. 4.26.b prezintă aceleași situații pentru defazaj  $\varphi=0^\circ$ , cazul cel mai favorabil.

În continuarea acestui paragraf s-a studiat influența principalilor factori asupra valorii supratensiunii pe faza reconectată respectiv pe fazele sănătoase și anume: compensarea transversală, faza tensiunii sursei în momentul conectării, sarcina LEA și rezistoarele de preinserție prevăzute la întreruptoare.

#### 4.3.1. Influența reactoarelor de compensare la reconectarea monofazată

În fig. 4.27 este prezentat modelul care a stat la baza determinării influenței gradului de compensare a LEA asupra supratensiunilor care apar la reconectarea monofazată. La fel ca și în exemplele anterioare, LEA luată în considerare are o tensiune nominală  $U_n=400$  kV, lungime  $l=400$  km, ceilalți parametri fiind menționați în paragrafele anterioare.

Diagrama din fig. 4.28 prezintă variația coeficientului de supratensiune la reanclanșarea monofazată a fazei C în funcție de gradul de compensare a LEA  $\beta$ , în situația în care bobinele de compensare au neutrul tratat conform celor descrise în § 4.2.2-curba B sau nu-curba A. Tratarea neutrului se face prin introducerea între punctul neutru și sol a unei reactanțe inductive  $X_n$  (pentru cazul LEA cu parametrii precizați anterior  $\beta_g=0,177$ ). Determinarea valorii reactanței  $X_n$  se face cu ajutorul relației (4.39):

$$X_n = \frac{X_{1R}}{3} \cdot \left( \frac{\beta}{\beta - \beta_g} - \frac{X_{0R}}{X_{1R}} \right) \quad (4.39)$$

unde reactanța de secvență homopolară a bobinei de reactanță  $X_{0R}$  este egală cu reactanța de secvență directă  $X_{1R}$  [17].

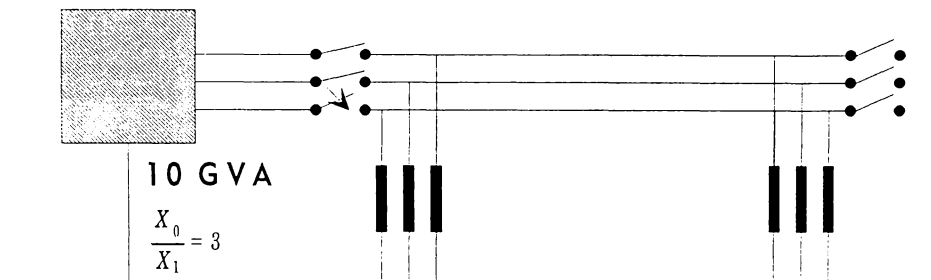


Fig. 4.27 Model pentru determinarea coeficientului de supratensiune la reconectarea monofazată a LEA cu compensare

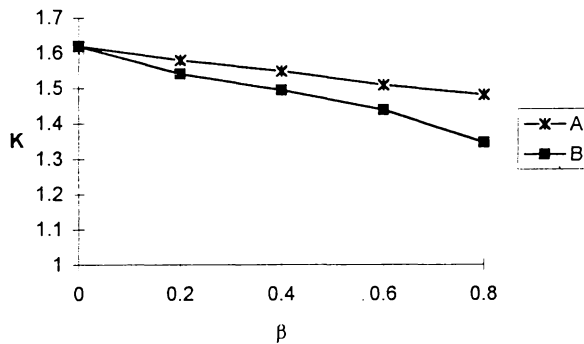


Fig. 4.28 Variația coeficientului de supratensiune K la reconectarea monofazată a LEA în funcție de gradul de compensare a liniei  $\beta$

Tratarea neutrului bobinei de reactanță pentru compensarea LEA are efecte pozitive și asupra supratensiunilor care apar la reconectarea fazei afectate de defect. Acest fapt se datorează compensării influenței capacitive a fazelor sănătoase asupra fazei afectate [35].

**4.3.2. Influența fazei de conectare asupra supratensiunilor la reconectarea monofazată a LEA**

Pentru determinarea influenței fazei tensiunii sursei în momentul reconectării monofazate a LEA s-a considerat modelul principal din fig. 4.29 în diferite situații:

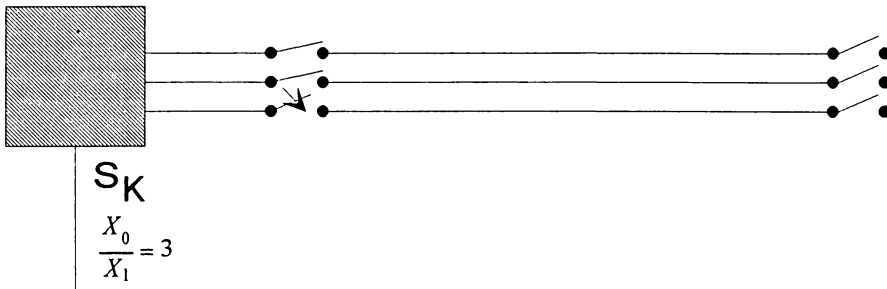


Fig. 4.29 Model pentru determinarea influenței fazei de conectare asupra coeficientului de supratensiune la reconectarea monofazată a LEA

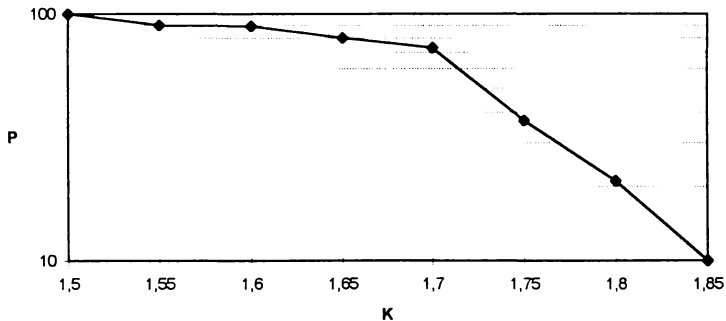


Fig. 4.30 Repartiția coeficientului de supratensiune  $K$  pe faza defectă la reconectarea monofazată a LEA în gol  $U_n = 400$  kV

a. LEA cu  $U_n = 400$  kV și lungimea  $l = 400$  km în gol. Unghiul tensiunii de alimentare pe faza C care este conectată a fost variat în intervalul  $(-90^\circ, 90^\circ)$ . Puterea de scurtcircuit a sistemului a fost considerată  $S_K = 10$  GVA.

Diagrama din fig. 4.30 prezintă rezultatele obținute pentru repartiția probabilistică pentru coeficientul de supratensiune  $K$  pe faza defectă iar diagrama din fig. 4.31 pentru fazele sănătoase.

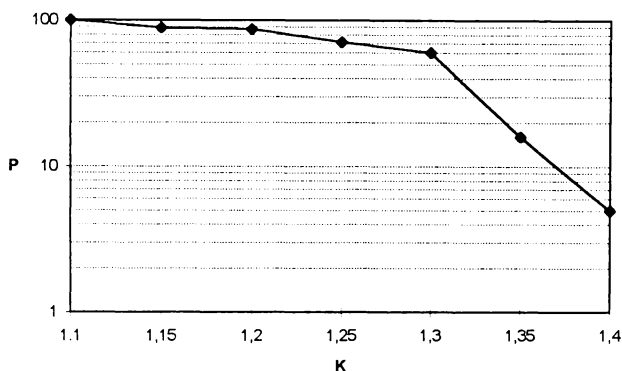


Fig. 4.31 Repartiția coeficientului de supratensiune  $K$  pe fazele sănătoase la reconectarea monofazată a LEA în gol  $U_n = 400$  kV

Din diagramele prezentate în fig. 4.30 și 4.31 rezultă că valorile supratensiunilor la reconectarea monofazată a LEA în gol se situează în domeniul 1,5-1,7 u.r., atingând numai în cazuri extreme valori mai mari. Totuși probabilitatea cu care pot să apară valori ridicate ale supratensiunii (peste 1,7 u.r.) depășește 10 %. Valorile maxime se obțin atunci când în momentul conectării tensiunea sursei și tensiunea indusă pe faza deconectată de fazele sănătoase sunt de polaritate opusă. Tensiunile pe fazele sănătoase iau valori în intervalul 1,1-1,3 u.r..

b. LEA cu  $U_n = 750$  kV și lungimea  $l = 400$  km în gol. Unghiul tensiunii de alimentare pe faza C care este conectată a fost variat în intervalul  $(-90^\circ, 90^\circ)$  iar puterea de scurtcircuit a sistemului a fost considerată  $S_K = 10$  GVA. În fig. 4.32 este prezentată repartiția coeficientului de supratensiune  $K$  pe faza defectă.

Din compararea diagramelor prezentate în fig. 4.30 și 4.32 se observă că la aceeași putere de scurtcircuit a sistemului de alimentare, plaja în care ia valori tensiunea pe faza reconectată este mai extinsă la 750 kV decât la 400 kV.

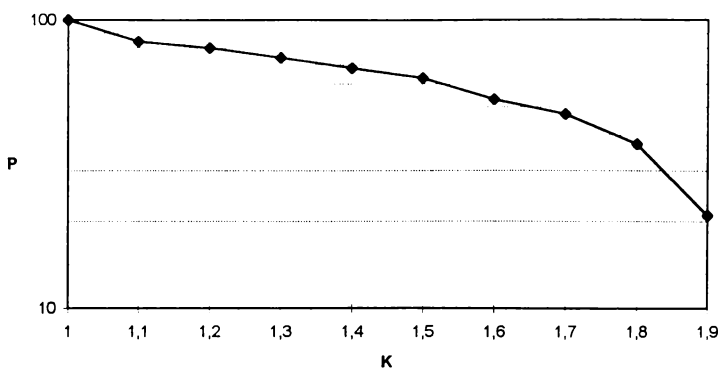


Fig. 4.32 Repartiția coeficientului de supratensiune  $K$  pe faza defectă la reconectarea monofazată a LEA  $U_n=750$  kV

#### 4.3.3. Influența sarcinii asupra supratensiunilor la reconectarea monofazată a LEA

Presupunând la capătul opus sursei o sarcină, pe baza modelului prezentat în fig. 4.29 s-a studiat influența pe care o are mărimea acesteia la reconectarea monofazată a LEA cu  $U_n=400$  kV.

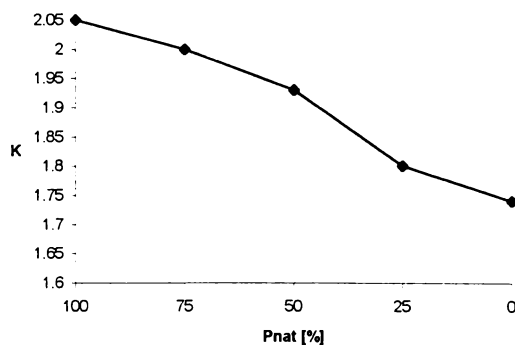


Fig. 4.33 Valorile coeficientului de supratensiune  $K$  la reconectarea monofazată a LEA în funcție de sarcina liniei

Puterea sursei de alimentare a fost menținută 10 GVA. Sarcina a fost exprimată în funcție de puterea naturală a LEA  $P_{nat}$ . Rezultatele obținute au fost reprezentate în fig. 4.33

Coeficientul de supratensiune pe faza care se reconectează ia valori ridicate pentru



cazul în care LEA are conectată la capătul opus sursei o sarcină egală cu puterea naturală. În acest caz se impune compensarea LEA pentru a reduce nivelul acestor supratensiuni.

#### 4.3.4 Influența rezistoarelor de preinserție asupra supratensiunilor la reconectarea monofazată a LEA

Fig. 4.34 prezintă modelul folosit pentru determinarea influenței rezistorului de preinserție asupra supratensiunilor la reconectarea monofazată a LEA. În cazul în care reconectarea se face prin rezistor de preinserție apar două fenomene tranzitorii însoțite de creșterea tensiunii, primul cauzat de închiderea contactului auxiliar ce introduce rezistorul de preinserție în circuit, iar cel de-al doilea de închiderea contactului principal al întreruptorului și respectiv scoaterea rezistorului auxiliar din circuit [8]. Valoarea rezistorului auxiliar rezultă din impunerea condiției de optim pentru cele două procese tranzitorii. Domeniul de variație pentru rezistorul de preinserție indicat de literatura de specialitate este între  $(0,5-3)Z_c$ , unde  $Z_c$  reprezintă impedanța de undă a LEA [9]. Realizarea practică a acestui rezistor se face în una sau mai multe trepte.

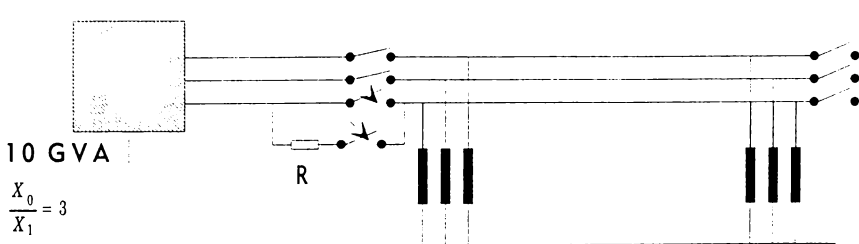


Fig. 4.34 Model pentru determinarea influenței rezistorului de preinserție

Diagrama din fig. 4.35 prezintă variația coeficientului de supratensiune la reconectarea monofazată a LEA în funcție de valoarea rezistorului de preinserție. Intervalul de timp cât rezistorul a fost menținut în circuit s-a considerat  $\Delta t=0,01$  s. Valoarea optimă pentru rezistorul de preinserție rezultă în acest caz egală cu  $1,5Z_c$ , pentru cazul în care neutrul bobinelor de compensare nu este tratat -curba A, respectiv cu  $Z_c$  pentru cazul în care se folosește bobina de stingere -curba B.

Pentru valoarea optimă a rezistorului de preinserție s-a urmărit influența duratei de menținere a acestuia în circuit asupra valorii coeficientului de supratensiune, fig. 4.36. Valoarea optimă este de 10 ms, în cazul în care rezistorul de preinserție se menține în circuit un timp mai lung, în cazul deconectării acestuia apare un fenomen tranzitoriu mai amplificat care conduce la creșterea coeficientului de supratensiune.

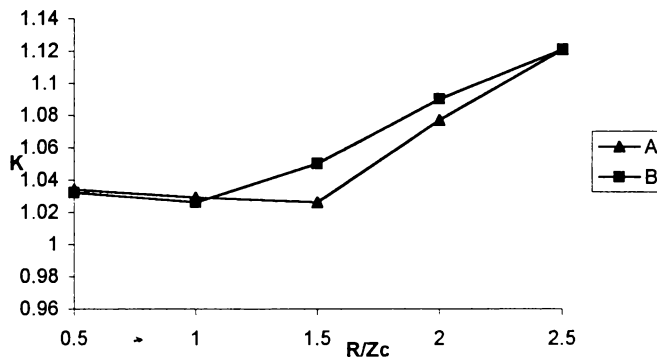


Fig. 4.35 Variația coeficientului de supratensiune la reconectarea monofazată a LEA în funcție de raportul dintre valoarea rezistorului de preinserție R și impedanța de undă  $Z_c$

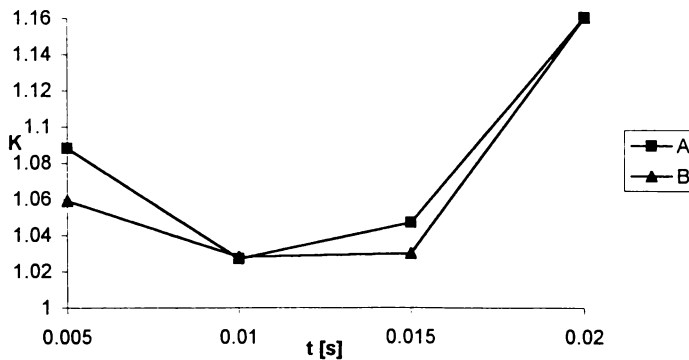


Fig. 4.36 Variația coeficientului de supratensiune K la reconectarea monofazată a LEA în funcție de durata de inserție a rezistoarelor la reconectare

#### 4.3.5. Reanclanșarea monofazată peste defect

Pauza RARM minimă necesară se stabilește în general în funcție de curentul rezidual de arc și se calculează cu relația (4.37). Curentul rezidual depinde de tensiunea nominală a LEA și crește cu lungimea LEA. Lungimea maximă pentru care stingerea arcului rezidual se consideră sigură, deci curentul rezidual nu depășește 60 A, este dată de relația (4.32). Lungimea maximă scade rapid cu creșterea tensiunii nominale a LEA. La nivel de tensiune nominală înaltă și foarte înaltă, unde în mod obișnuit lungimea LEA este mare se ajunge la situația de a nu se putea folosi RARM dacă LEA nu este prevăzută cu stații de transformare intermediare.

Rezistența arcului rezidual nu are o influență mare asupra mărimii curentului rezidual. Pentru a susține această afirmație în fig. 4.37 a fost reprezentată dependența curentului rezidual  $I_r$  de rezistența arcului secundar  $R_a$ , pentru diferite lungimi ale LEA. Se observă că pentru lungimi mici ale LEA valoarea rezistenței arcului  $R_a$  are o influență foarte mică asupra curentului rezidual  $I_r$ . Cu creșterea lungimii LEA se observă o ușoară sporire a influenței rezistenței arcului asupra curentului rezidual. În domeniul până la 150  $\Omega$  în care se situează valoarea rezistenței arcului rezidual, se observă că și pentru lungimi mai mari ale LEA curentul rezidual de arc se modifică foarte puțin.

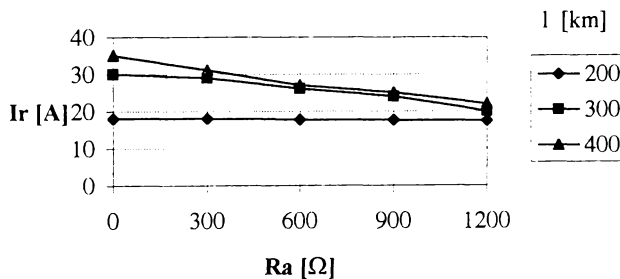


Fig. 4.37 Variația curentului rezidual  $I_r$  în funcție de rezistența arcului  $R_a$  și lungimea LEA  $l$ ,  $U_n = 400$  kV

Această constatare justifică simplificarea modelului folosit pentru arcul secundar, respectiv considerarea acestuia sub forma unei rezistențe constante și de valoare mică.

Valoarea supratensiunii pe faza ce se reconectează depinde substanțial de mărimea tensiunii de restabilire  $U_r$ . Pentru sistemul reprezentat simplificat în fig. 4.38, variația

tensiunii pe faza afectată de defect, în capătul 1 este reprezentată în fig. 4.39.

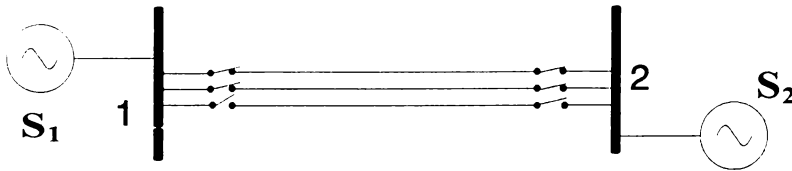


Fig. 4.38 Sistem test

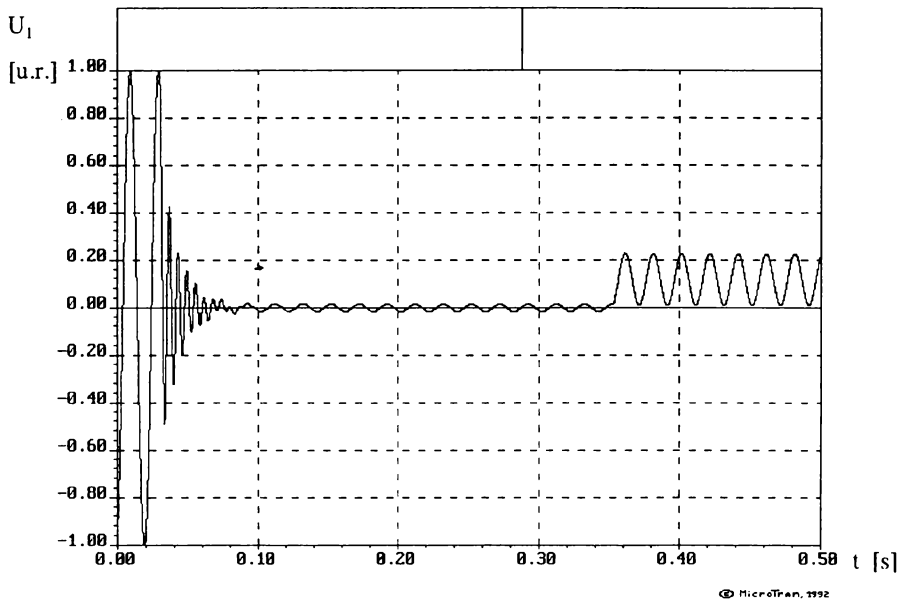


Fig. 4.39 Variația tensiunii la capătul 1 al LEA  $U_n = 400$  kV pe faza afectată de defect în timpul pauzei RARM

Pentru sistemul test din fig. 4.38 a fost considerată o LEA cu  $U_n = 400$  kV și lungimea 400 km, locul de apariție a scurtcircuitului monofazat fiind capătul 2 al LEA. După stingerea arcului rezidual, reprezentat printr-o rezistență constantă  $R_a = 2 \Omega$  pe faza afectată de defect se înregistrează tensiunea de restabilire. Factorii care influențează valoarea tensiunii de restabilire au fost prezentați în paragraful anterior. Una din măsurile cele mai eficiente o reprezintă tratarea neutrului bobinelor de compensare. În această situație coeficientul de supratensiune la reconectarea monofazată a LEA cu  $U_n = 400$  kV scade de la

1,45 la 1,38 pentru un grad de compensare  $\beta=0,8$ .

RARM nereușit poate apărea atunci când reconectarea se produce înainte de stingerea arcului rezidual. Situația cea mai defavorabilă o reprezintă cazul LEA încărcată cu sarcină egală cu puterea naturală și funcționând fără compensare. Pentru cazul LEA cu  $U_n=400$  kV și lungimea  $l=400$  km, încărcată cu o sarcină egală cu puterea naturală  $P_{nat}$  unghiul tensiunii de alimentare pe faza C care se reconectează a fost variat în intervalul  $(-90^\circ, 90^\circ)$ . Puterea de scurtcircuit a sistemului a fost menținută la 10 GVA. În momentul conectării s-a considerat că procesul tranzitoriu de stingere a arcului rezidual nu s-a încheiat, arcul electric fiind luat în considerare printr-o rezistență constantă  $R_s=2 \Omega$ . Locul de scurtcircuit s-a presupus la capătul opus sursei de alimentare. Rezultatele obținute sunt prezentate în diagrama din fig. 4.40.

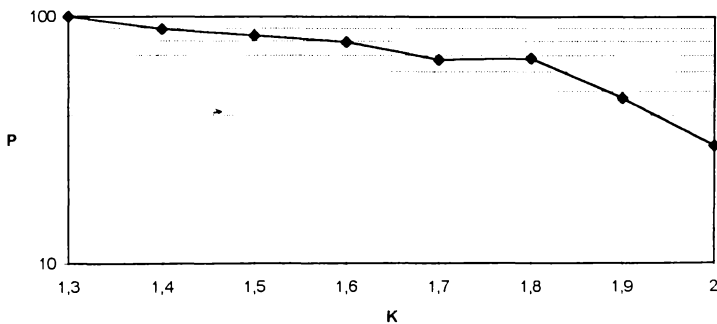


Fig. 4.40 Repartiția coeficientului de supratensiune K la reconectarea monofazată a LEA cu scurtcircuit-  $U_n=400$  kV,  $100\% P_{nat}$ ,  $R_s=2 \Omega$

Comparând rezultatele din fig. 4.40 cu cele din fig. 4.31 se observă o creștere evidentă a valorilor coeficientului de supratensiune și o incidență foarte mare a valorilor ridicate (în peste 30% din situații K este mai mare decât 2).

Rezultatele experimentale existente în literatura de specialitate [43],[44],[45] referitoare la LEA cu  $U_n=750$  kV din România confirmă calculele prezentate în acest paragraf. Fără tratarea neutrului bobinelor de compensare, pentru reducerea curentului rezidual de arc și respectiv a valorii tensiunii de restabilire, timpul necesar pentru stingerea arcului se situează în intervalul 0,54-1,44 s iar valoarea curentului rezidual de arc în intervalul 61 -72 A.

## 5. Reanclanșarea automată rapidă trifazată (RART)

Indiferent de tipul de defect în cazul RART toate cele trei faze ale LEA vor fi deconectate de la ambele capete. Deoarece în timpul pauzei legătura între cele două subsisteme ale SEE este întreruptă, în cazul liniei simple, pauza RART trebuie să fie scurtă pentru a evita ieșirea din sincronism a subsistemelor. O altă condiție pe care trebuie să o îndeplinească pauza RART este, aceeași ca și la RARM, de a oferi intervalul de timp necesar refacerii izolației la locul de defect.

Un dezavantaj mare al RART îl reprezintă nivelul ridicat al supratensiunilor la reconectarea LEA cu sarcină remanentă. Aceasta apare în cazul în care un defect monofazat este eliminat folosindu-se RART, consecința fiind utilizarea pe scară mai restrânsă a RART în rețelele de FÎT dat fiind procentul redus de defecte polifazate în aceste rețele.

Deconectarea tuturor fazelor LEA afectată de defect înseamnă tăierea oricărui aport de energie pentru arcul electric la locul de defect deci stingerea este forțată. La RART în cele mai multe cazuri nu apare un curent secundar de arc, probleme putând apărea doar la LEA dublu circuit sau în cazul în care LEA este prevăzută cu bobine de compensare.

Sistemul de reducere a supratensiunilor la conectarea și reanclanșarea LEA folosit în SUA și Canada presupune folosirea unor întreruptoare cu rezistență de șuntare și conectare controlată. În acest caz descărcătoarele cu rezistență variabilă asigură protecția numai împotriva supratensiunilor de origine atmosferică și funcționează câteodată ca a doua linie de protecție în cazul defectării întreruptorului. Folosirea rezistoarelor de preinserție presupune determinarea numărului, valorii și a timpului de inserție a acestora astfel încât supratensiunile să scadă sub valoarea admisibilă. În vederea controlului conectării se poate utiliza un dispozitiv logic conectat în serie cu bobina de anclanșare a întreruptorului. Un astfel de dispozitiv înregistrează impulsul de conectare și îl transmite bobinei respective la momentul dorit.

Momentul de transmitere a impulsului la bobina de anclanșare este determinat ținându-se seama de timpul mecanic de acționare a întreruptorului pentru a executa operația de conectare și de punctul dorit al curbei de tensiune. Dispozitivul logic de control se poate realiza în așa numitele variante - cu conectare controlată sau anclanșare depinzând de polaritate.

Există și varianta întreruptorului cu conectare controlată și rezistor de șuntare. Aceasta presupune închiderea contactelor fazelor individuale când tensiunea la bare devine egală cu cea de pe linie și scurtcircuitarea rezistorului de șuntare când tensiunea de-a lungul său este nulă.

În sistemul de protecție împotriva supratensiunilor la conectarea și reconectarea LEA folosit în Rusia și celelalte țări din fostul CAER cele mai importante funcții revin DRV-urilor care nu numai că protejează stația și echipamentul liniei (la capătul deschis al acesteia) împotriva supratensiunilor de comutație dar micșorează și nivelul solicitărilor la comutație asupra izolației liniei. Datorită condițiilor destul de severe impuse DRV-ului privind curentul, capacitatea termică și de întrerupere a arcului, ca soluție de viitor se impun descărcătoarele cu rezistențe cu oxizi metalici (DOM).

### **5.1. Pauza RART**

Rețelele electrice de înaltă și foarte înaltă tensiune (peste 400 kV) sunt construite în marea majoritate a țărilor europene în varianta simplu-circuit. În unele țări ca Germania însă, din motive de creștere a fiabilității și datorită dificultăților în găsirea de noi trasee, varianta constructivă predominantă, chiar și la 380 kV, este dublu-circuit.

În cazul sistemelor dublu-circuit, la declanșarea unui ciclu RART după un scurtcircuit monofazat există posibilitatea apariției arcului electric rezidual, întreținut de cuplajul inductiv și capacitiv cu cel de-al sistem, rămas în funcțiune. Curentul secundar de arc și tensiunea de restabilire cresc odată cu creșterea lungimii liniei și cu tensiunea nominală a LEA [80]. Literatura de specialitate oferă puține date referitoare la posibilitățile de stingere a arcului rezidual în cazul aplicării RART pe linii duble.

În cazul sistemelor simplu-circuit, prin deconectarea celor trei faze chiar și în urma unui defect monofazat, aportul de energie pentru întreținerea arcului electric este întrerupt și de aceea arcul se stinge. În aceste condiții valoarea minimă a pauzei RART este dată de timpul necesar pentru deionizarea spațiului de arc. Valorile experimentale indică faptul că timpul necesar pentru deionizare depinde de valoarea tensiunii nominale, respectiv pentru același nivel de tensiune există o dependență de valoarea curentului de scurtcircuit. Diagrama din fig. 5.1 prezintă în sinteză, valorile timpului necesar pentru deionizarea canalului de arc prezentate în literatură [43], în funcție de tensiunea nominală. Valori ale pauzei RART alese în funcție de această diagramă conduc la un RART reușit cu

probabilitate maximă. Pentru tensiuni nominale mai mari de 500 kV dispersia valorilor este foarte mare. Această dispersie se datorează în principal faptului că la RART stabilitatea dinamică a sistemului este criteriul care impune de fapt timpul de întrerupere. Un alt factor de dispersie îl reprezintă folosirea reactoarelor de compensare transversală și prezența transformatoarelor de tensiune inductive care duc la descărcarea rapidă a LEA. Pe baza diagramei din fig. 5.1 a fost determinată următoarea relație empirică pentru pauza RART în rețele cu tensiunea nominală între 50 și 500 kV:

$$t_p^{[s]} \approx 0,07 \cdot \sqrt{U_n^{[kV]}} \quad (5.1)$$

La tensiuni peste 500 kV valorile calculate cu relația (5.1) trebuie majorate cu aproximativ 10 %, valorile experimentale la 735 kV din sistemul canadian [80] venind în sprijinul acestei constatări.

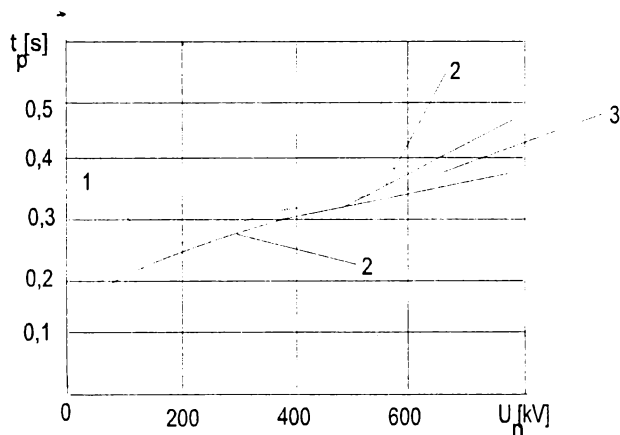


Fig. 5.1 Dependența pauzei RART  $t_p$  de tensiunea nominală  $U_n$  a LEA  
 curba 1- curba aproximată prin relația (5.1), curba 2- curba experimentală, 3- domeniu de dispersie a valorilor experimentale

În cazul LEA cu tensiunea nominală 400 kV, calculând cu relația (5.1) pauza RART minimă rezultă 0,31 s, iar la 750 kV 0,366 s.

Conform [2] pauza minimă necesară, impunând un coeficient de supratensiune  $K$  se calculează cu relația:



$$t_p^{[s]} = (0,5 \cdot K \cdot U_n^{kV} + 5 \cdot I_{sc}^{kA}) \cdot 10^{-3} \quad (5.2)$$

unde K- coeficient de supratensiune admis

$I_{sc}$ - curentul de scurtcircuit primar, în kA.

În acest caz în mod indirect se ia în considerare influența bobinelor de compensare.

## **5.2. Reanclanșarea trifazată a LEA în gol**

Procesele tranzitorii de la reconectarea LEA fără sarcină remanentă sunt analoge cu cele de la conectarea bruscă a liniei neîncărcate. Supratensiunile însă pot fi mai mari deoarece, în primul rând autotransformatoarele ce constituie sursele pot avea raporturi de transformare cu valori mari, neadecvate, în al doilea rând, în timpul scurtcircuitului și pauzei RAR t.c.m. al generatoarelor pot crește sub acțiunea reguletoarelor de tensiune.

În continuare s-au urmărit doi dintre factorii care influențează în mod deosebit valoarea supratensiunilor la reanclanșarea LEA în gol și anume dispersia la închidere a fazelor întreruptorului și rezistorul de preinserție, în prezența sau absența bobinelor de compensare.

### **5.2.1. Influența închiderii nesincrone a contactelor întreruptorului la reconectarea trifazată a LEA în gol**

O influență mare asupra fazei tensiunii în momentul comutației o au caracteristicile echipamentului de comutație. Indiferent de tipul constructiv al întreruptorului, timpul între comanda de conectare și închiderea electrică a contactelor fiecărei faze nu are o valoare constantă, datorită inegalităților constructive.

Pentru scoaterea în evidență a influenței închiderii nesincrone a contactelor întreruptorului asupra nivelului supratensiunilor la reconectarea LEA fără sarcină remanentă s-a folosit modelul prezentat în fig. 5.2. În cazul schemei din fig. 5.2 a fost modelată o LEA cu tensiunea nominală de 400 kV, respectiv 750 kV și lungime  $l=400$  km. Coronamentele liniilor au fost considerate conform stâlpilor PAS 400101 și PAS 750101-53SB, cu parametrii dependenți de frecvență folosind programul "Laplace". Diagramele din fig. 5.3.a,b,c prezintă variația tensiunilor la capătul liniei în cazul conectării simultane iar

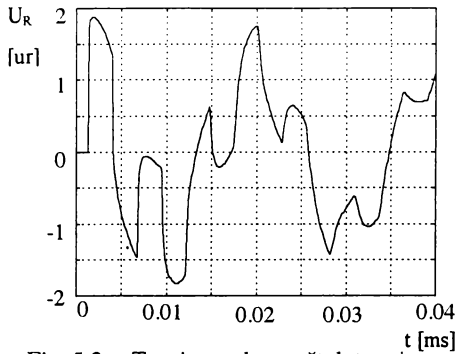


Fig. 5.3.a Tensiunea la capătul terminal  
al LEA - faza R conectare simultană  
 $\varphi_R=90^\circ$

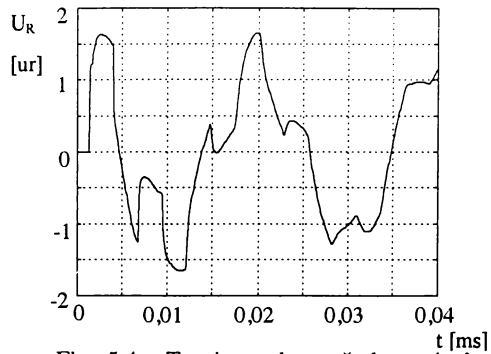


Fig. 5.4.a Tensiunea la capătul terminal  
al LEA - faza R conectare nesimultană  
 $\varphi_R=90^\circ$ ,  $\Delta t_S=6,66$  ms,  $\Delta t_T=3,33$  ms

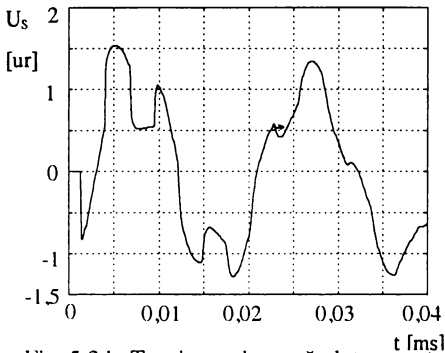


Fig. 5.3.b Tensiunea la capătul terminal  
al LEA - faza S conectare simultană  
 $\varphi_R=90^\circ$

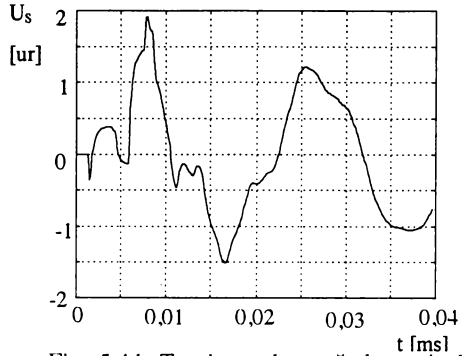


Fig. 5.4.b Tensiunea la capătul terminal  
al LEA - faza S conectare nesimultană  
 $\varphi_R=90^\circ$ ,  $\Delta t_S=6,66$  ms,  $\Delta t_T=3,33$  ms

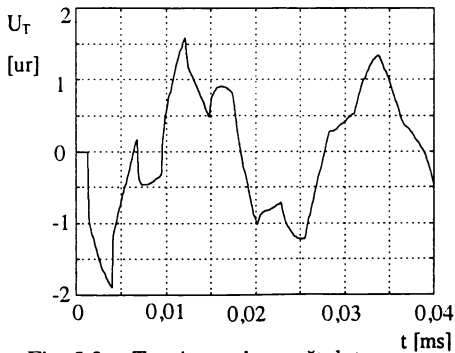


Fig. 5.3.c Tensiunea la capătul terminal  
al LEA - faza T conectare simultană  
 $\varphi_R=90^\circ$

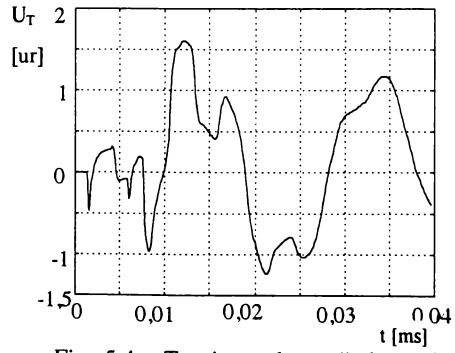


Fig. 5.4.c Tensiunea la capătul terminal  
al LEA - faza T conectare nesimultană  
 $\varphi_R=90^\circ$ ,  $\Delta t_S=6,66$  ms,  $\Delta t_T=3,33$  ms

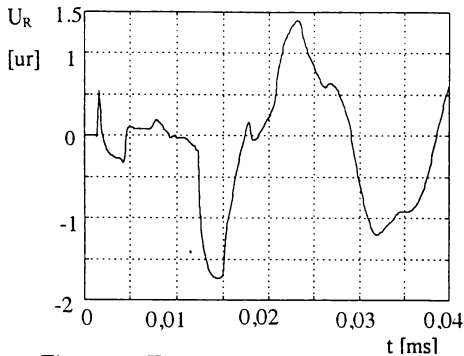


Fig 5.5.a Tensiunea la capătul terminal al LEA - faza R conectare nesimultană  
 $\varphi_T=270^\circ$ ,  $\Delta t_R=11$  ms,  $\Delta t_S=8$  ms

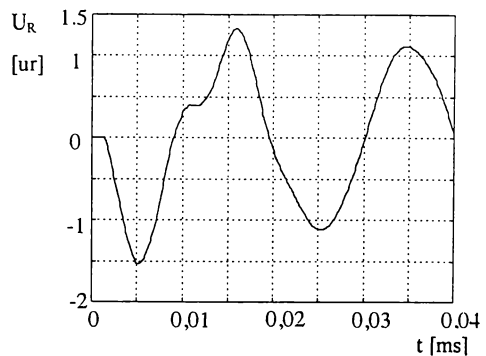


Fig. 5.6.a Tensiunea la capătul terminal al LEA - faza R conectare nesimultană  
 $\varphi_R=0^\circ$ ,  $\Delta t_S=6,66$  ms,  $\Delta t_T=3,33$  ms

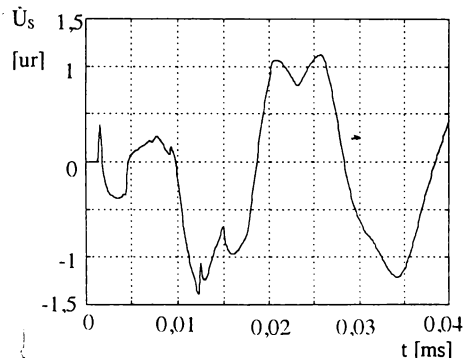


Fig 5.5.b Tensiunea la capătul terminal al LEA - faza S conectare nesimultană  
 $\varphi_T=270^\circ$ ,  $\Delta t_R=11$  ms,  $\Delta t_S=8$  ms

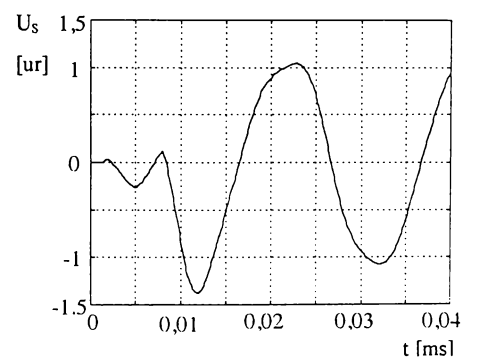


Fig. 5.6.b Tensiunea la capătul terminal al LEA - faza S conectare nesimultană  
 $\varphi_R=0^\circ$ ,  $\Delta t_S=6,66$  ms,  $\Delta t_T=3,33$  ms

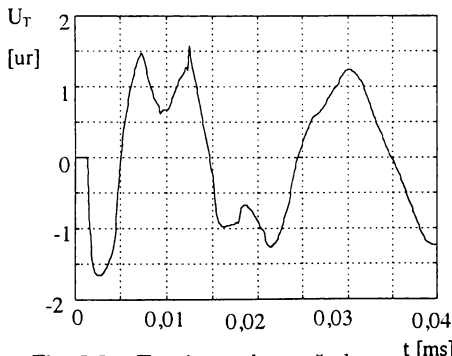


Fig 5.5.c Tensiunea la capătul terminal al LEA - faza T conectare nesimultană  
 $\varphi_T=270^\circ$ ,  $\Delta t_R=11$  ms,  $\Delta t_S=8$  ms

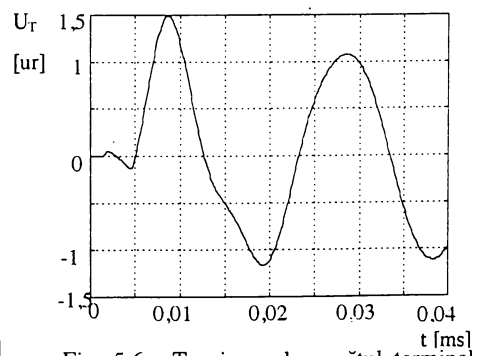


Fig. 5.6.c Tensiunea la capătul terminal al LEA - faza T conectare nesimultană  
 $\varphi_R=0^\circ$ ,  $\Delta t_S=6,66$  ms,  $\Delta t_T=3,33$  ms

diagramele din fig. 5.4.a,b,c în cazul închiderii nesimultane a contactelor întreruptorului, intervalul de timp între închiderea primului și ultimului contact fiind  $\Delta t=6,66$  ms. Ordinea de închidere a celor trei contacte fiind R-T-S, întârzierea la închidere a fazei S este  $\Delta t_s=6,66$  ms, iar a fazei T  $\Delta t_t=3,33$  ms. LEA a fost considerată fără compensare. În ambela cazuri conectarea s-a produs în momentul trecerii prin maxim a tensiunii sursei pe faza R, unghiul inițial de conectare fiind  $\varphi_R=90^\circ$ .

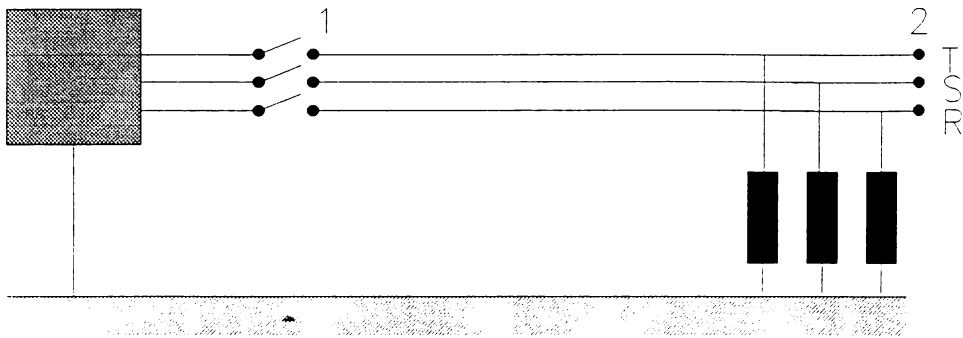


Fig. 5.2 Schema echivalentă luată în considerare pentru studiul influenței conectării trifazate nesincrone cu ajutorul modelului "Laplace"

Diagramele din fig. 5.5.a,b,c reprezintă supratensiunile la capătul în gol al LEA în cazul conectării nesimultane a contactelor întreruptorului în ordinea T-S-R, întârzierile la conectare pe fazele S și R fiind  $\Delta t_s=8$  ms,  $\Delta t_R=11$  ms. Unghiul inițial al tensiunii sursei pe faza T a fost  $\varphi_R=270^\circ$ , corespunzător trecerii prin maxim a acesteia. Rezultatele din fig. 5.6.a,b,c reprezintă tensiunile la capătul LEA pe cele trei faze într-o situație similară celei din fig.5.4.a,b,c, dar unghiul inițial al fazei R, care închide prima a fost  $\varphi_R=0^\circ$ , corespunzător trecerii prin 0 a tensiunii sursei pe această fază. Întârzierile la conectare pe fazele S și T au fost menținute  $\Delta t_s=6,66$  ms,  $\Delta t_t=3,33$  ms. Se remarcă variația mai "liniștită" a tensiunilor pe cele trei faze în comparație cu fig. 5.4 și chiar cu fig. 5.3., ceea ce rezultă din valorile mai mici ale tensiunilor sursei la momentul conectării.

Din analiza diagramelor prezentate în fig 5.3-5.6 rezultă că la închiderea nesincronă a contactelor întreruptorului, în raport cu situația, absolut ideală a închiderii simultane, apar diferențe ale valorilor de vârf ale supratensiunilor pe lângă modificări ale formelor de variație în timp a tensiunilor.

Pentru a pune mai bine în evidență influența închiderii nesincronizate a contactelor întreruptorului asupra coeficientului de supratensiune s-a determinat coeficientul de corelație liniară  $\gamma$  între întârzierea la închidere  $\Delta t$  și coeficientul de supratensiune  $K$ . Pentru două variabile aleatoare  $x$  și  $y$ , coeficientul de corelație liniară  $\gamma$  se determină cu relația:

$$\gamma = \frac{\frac{1}{n} \cdot \sum_{i=1}^n (x_i - \bar{x}) \cdot (y_i - \bar{y})}{\sigma_x \cdot \sigma_y} \quad (5.3)$$

unde  $x_i, y_i$  sunt valorile de selecție ale celor două variabile aleatoare,  $\bar{x}, \bar{y}$  -valorile medii de selecție,  $\sigma_x, \sigma_y$  abaterile medii pătratice de selecție iar  $n$  - mărimea celor două selecții.

Considerând că întârzierea maximă între prima și ultima fază care închide ia valori în intervalul 0-8 ms, coeficientul de corelație pentru LEA necompensată a rezultat  $\gamma=0,96$  la  $U_n= 400$  kV, respectiv  $\gamma=0,9533$  la  $U_n= 750$  kV. Valorile mari ale coeficientului de corelație  $\gamma$  se explică prin faptul că închiderea nesincronă a fazelor întreruptorului produce o supratensiune mai mare decât cea care apare în cazul conectării simultane. Această creștere are două cauze: prima constă în faptul că multiplul supratensiunii în regim permanent este mai mare pentru o schemă trifazată nesimetrică, a doua constă în tensiunea indusă de faza care închide prima în fazele care încă nu s-au închis.

O soluție de a elimina aceste supratensiuni o constituie introducerea întreruptoarelor sincronizate (cu comandă dirijată). În prezent funcțiile releului de sincronizare, care de fapt realizează controlul comenzii de închidere a contactelor întreruptorului sunt preluate de un microcalculator [3]. Sincronizarea presupune închiderea polilor întreruptorului în momentul optim pentru fiecare fază, când diferența față de tensiunea sursei este minimă. Această metodă câștigă în prezent tot mai mult teren în raport cu celelalte metode de reducere a supratensiunilor deoarece eficiența și fiabilitatea sunt ridicate și respectiv investiția financiară redusă.

### **5.2.2. Influența reactoarelor de compensare asupra coeficientului de supratensiune la reconectarea trifazată a LEA în gol**

Montarea reactoarelor de compensare transversală are ca efect scăderea

supratensiunilor. Pentru schema din fig. 5.2, cu reactoare plasate la capătul în gol al liniei a fost reprezentată în diagrama din fig. 5.7 variația multiplului supratensiunii cu gradul de compensare a LEA cu  $U_n=400$  kV, pentru închidere simultană a contactelor întreruptorului ( $\Delta t=0$ ), respectiv considerând diferite grade de dispersie la închidere ( $\Delta t=2,5;5;7,5$  ms) valorile menționate pentru  $\Delta t$  reprezentînd intervalul de timp între închiderea primului și ultimului contact. Diagramele din fig. 5.8 prezintă aceleași cazuri pentru LEA cu  $U_n=750$  kV. Din compararea diagramei din fig. 5.8 rezultă că la creșterea gradului de compensare de la 0,3 la 0,7 valoarea multiplului supratensiunii a scăzut de la 2,4 la 2,2, pentru  $\Delta t=7,5$  ms.

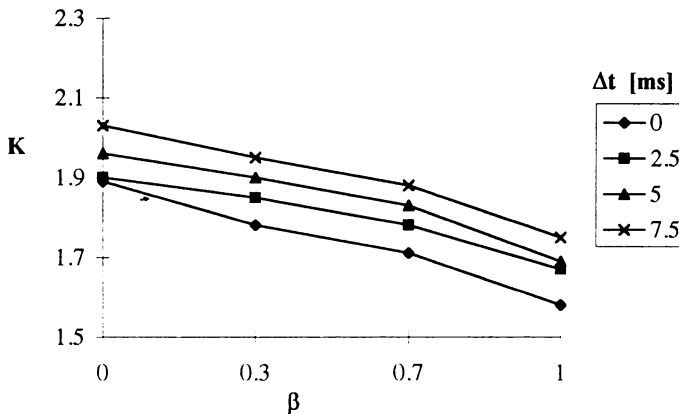


Fig. 5.7 Variația coeficientului de supratensiune  $K$  la reconectarea trifazată a LEA  $U_n=400$  kV fără sarcină remanentă în funcție de gradul de compensare a LEA ( $\beta$ ) și dispersia la închiderea contactelor întreruptorului  $\Delta t$  [ms]

Pentru evidențierea influenței compensării LEA asupra valorii coeficientului de supratensiune  $K$  s-a calculat coeficientul de corelație  $\gamma$  dintre  $K$  și întârzierea la închiderea contactelor întreruptorului, pentru diferite grade de compensare ale LEA. Întârzierea la închiderea a contactelor întreruptorului  $\Delta t$  a fost variată în intervalul 0-8 ms. Pentru LEA cu  $U_n=400$  kV și un grad de compensare  $\beta=0,3$  coeficientul de corelație este  $\gamma=0,972$ , respectiv  $\beta=0,7$ -  $\gamma=0,996$  și  $\beta=1$ -  $\gamma=0,9962$ . În cazul LEA cu  $U_n=750$  kV pentru aceleași grade de compensare au rezultat următoarele valori ale coeficienților de corelație:  $\beta=0,3$ -  $\gamma=0,9807$ , respectiv  $\beta=0,7$ -  $\gamma=0,9913$  și  $\beta=1$ -  $\gamma=0,9919$ . Determinarea coeficientului de

corelație sublinează efectul de creștere a valorilor supratensiunii prin închiderea nesimultană a contactelor întreruptorului, chiar și în prezența bobinelor de compensare.

Introducerea reactorului de stingere nu este însă o metodă benefică în cazul RART, ceea ce rezultă din diagrama din fig. 5.9, unde gradul de compensare a LEA cu  $U_n = 750$  kV a fost considerat  $\beta = 0,7$ , respectiv 1, atîta timp cît linia este fără sarcină remanentă.

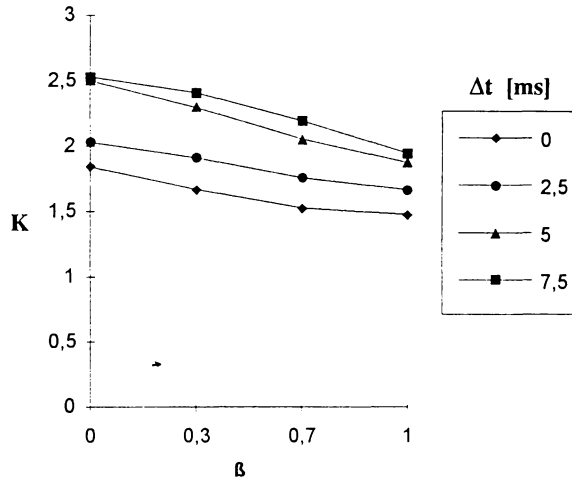


Fig. 5.8 Variația coeficientului de supratensiune  $K$  la reconectarea trifazată a LEA  $U_n = 750$  kV fără sarcină remanentă în funcție de gradul de compensare a LEA ( $\beta$ ) și dispersia la închiderea contactelor întreruptorului,  $\Delta t$  [ms]

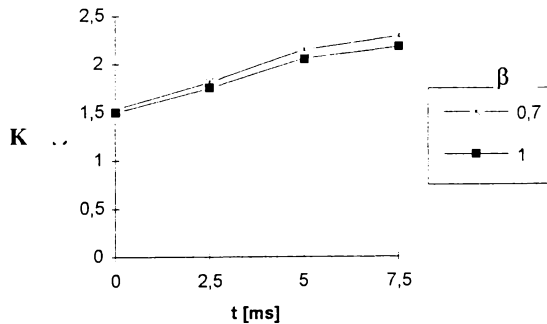


Fig. 5.9 Influența reactorului de stingere asupra coeficientului de supratensiune  $K$  la reconectarea trifazată a LEA fără sarcină remanentă,  $t$  [ms] reprezentînd dispersia la închiderea contactelor întreruptorului și  $\beta$  gradul de compensare

În situația în care gradul de compensare a LEA impune tratarea punctului neutru al reactoarelor de compensare printr-o capacitate, aceasta are ca efect și reducerea supratensiunilor la reconectare [10]. De cele mai multe ori însă metoda nu este aplicabilă în cazul LEA de FÎT cu conductoarele așezate în același plan unde raportul capacităților de secvență directă și homopolară conduce la o valoare redusă a lui  $\beta_g$ .

### 5.2.3. Influența rezistoarelor de preinserție la reconectarea trifazată a LEA în gol

Rezistoarele de preinserție sunt recomandate în literatura de specialitate ca fiind un mod eficient de reducere a supratensiunilor la conectarea LEA. Principial există două variante constructive pentru rezistoarele de preinserție.

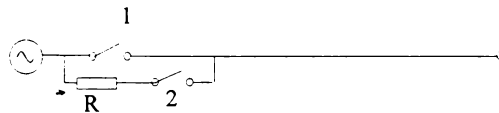


Fig. 5.10.a

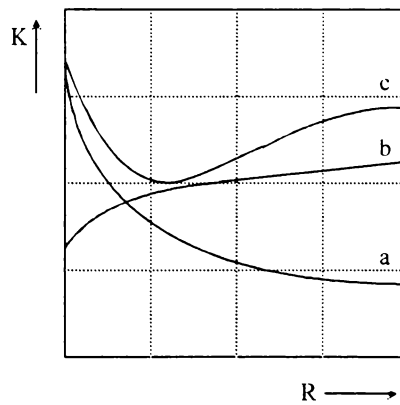


Fig. 5.10.b.

Fig. 5.10.b Variația coeficientului de supratensiune  $K$  la capătul LEA funcție de valoarea rezistorului de preinserție  $R$ , pentru schema din fig. 5.10.a  
 curba a- contactul 2 se închide, contactul 1 deschis, curba b- contactul 1 se închide,  
 curba c- contactele 2 și 1 se închid consecutiv la un interval de timp  $\Delta t$

Prima variantă este aceea a rezistoarelor integrate echipamentului de comutație.



Deoarece valorile rezistoarelor cu care trebuie echipat întreruptorul diferă în funcție de operația la care urmează să fie folosite- conectare sau deconectare a LEA- varianta constructivă a rezistoarelor separate de întreruptor este de preferat. Diagramele din fig. 5.10 prezintă variația principală a coeficientului de supratensiune  $K$  în funcție de valoarea rezistorului de preinserție  $R$ . Dacă se închide doar contactul auxiliar 2 și contactul 1 rămâne deschis, rezistorul  $R$  rămâne permanent în circuit, variația coeficientului de supratensiune fiind în acest caz dată de curba a. Supratensiunile devin mai reduse cu creșterea rezistenței  $R$ . După șuntarea rezistorului  $R$  prin contactul 1, contactul 2 rămânând închis se obține curba b, presupunând că înainte de această operație schema se găsea într-un regim stabilizat. Cu cât valoarea rezistenței este mai mare, cu atât creșterea de tensiune la scurtcircuitarea ei va fi mai mare. În situația în care contactul 2 se închide primul și după un interval de timp  $\Delta t$  ( în general între 10-20 ms) se închide contactul principal 1, curba c se obține pentru coeficientul de supratensiune. Se observă că această curbă prezintă un minim, valoare care reprezintă deci cel mai mic coeficient de supratensiune care se poate obține cu acea configurație. \*

Modelul prezentat în fig. 5.11 a stat la baza determinărilor făcute pentru a stabili influența rezistoarelor de preinserție la reconectarea LEA fără sarcină remanentă.

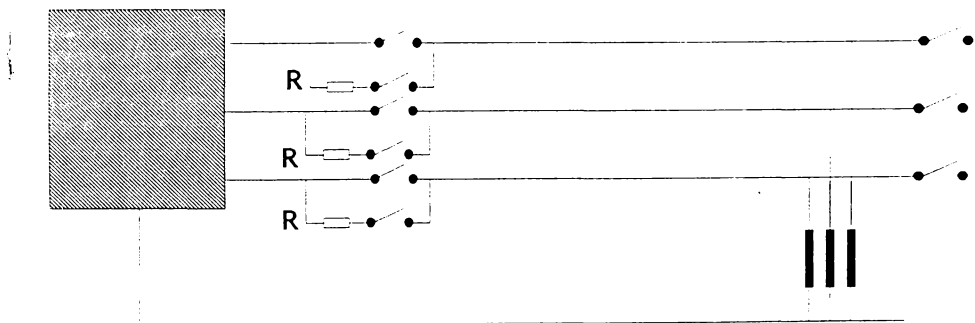


Fig. 5.11. Schema echivalentă luată în considerare pentru studiul influenței rezistoarelor de preinserție

Pentru a exemplifica influența pe care o are valoarea rezistorului de preinserție asupra tensiunilor la capătul LEA, curbele din fig. 5.12 prezintă aceste variații pentru cazul folosirii unui rezistor de preinserție  $R=100 \Omega$ , respectiv în fig. 5.13 pentru  $R= 500 \Omega$ .

Cele două situații au fost simulate pentru LEA cu  $U_n=400 \text{ kV}$  și lungimea 400 km,

cu ajutorul programului MicroTran<sup>®</sup>.



Fig. 5.12. Tensiunile la capătul terminal al LEA  $U_n=400$  kV la conectarea simultană cu rezistor de preinserție  $R=200 \Omega$

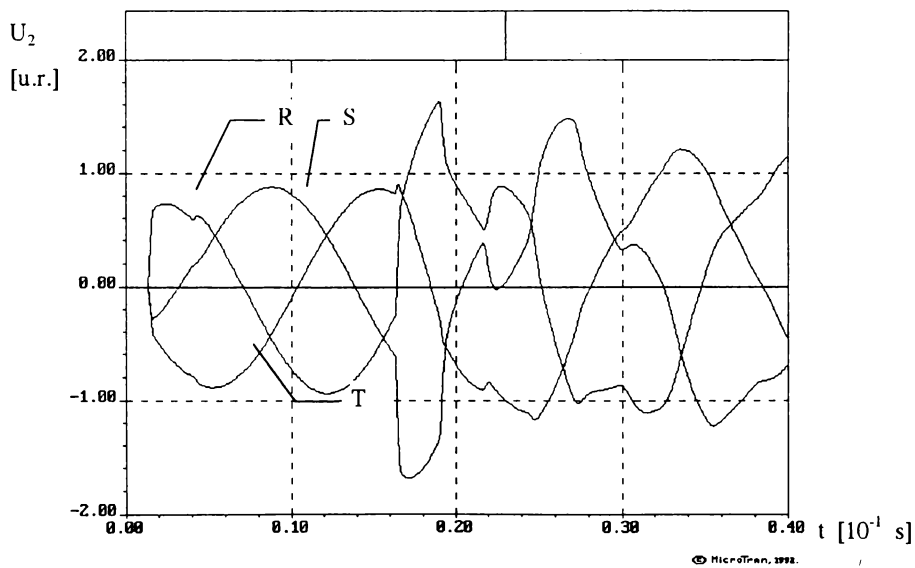


Fig. 5.13. Tensiunile la capătul terminal al LEA  $U_n=400$  kV la conectarea simultană cu rezistor de preinserție  $R=500 \Omega$

După cum reiese din cele două diagrame, deși coeficienții de supratensiune ce se înregistrează în cele două situații au valori apropiate, aceste valori maxime apar la momente de timp diferite. În primul caz valoarea maximă a supratensiunii se obține în timpul primului proces tranzitoriu, după închiderea contactului auxiliar 2. În cea de-a doua situație valoarea maximă a tensiunii se obține după închiderea contactului principal 1 și scurtcircuitarea rezistorului, deci în cadrul celui de-al doilea proces tranzitoriu.

Valoarea rezistorului de preinserție se alege din condiția de a nu se depăși valoarea maximă a coeficientului de supratensiune admis. Domeniul optim este situat în jurul valorii impedenței de undă, după cum rezultă din diagrama din fig. 5.14 pentru LEA cu  $U_n=400$  kV. În această diagramă a fost reprezentată și influența compensării LEA în situația reconectării prin intermediul rezistoarelor de preinserție.

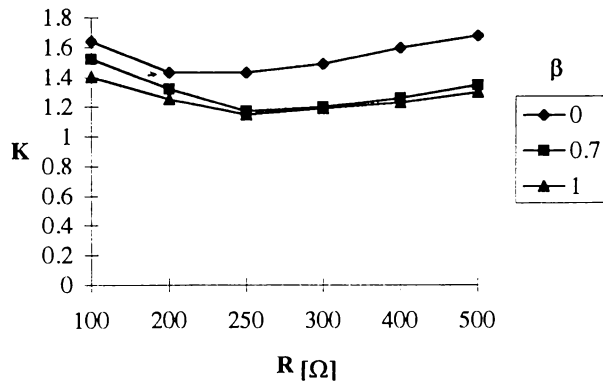


Fig 5.14 Influența valorii rezistorului de preinserție  $R$  asupra coeficientului de supratensiune  $K$  la reconectarea LEA  $U_n=400$  kV fără sarcină remanentă,  $\beta$  fiind gradul de compensare a LEA

În cazul LEA considerată, cu parametrii specificați în § 3.2.1.1, valoarea impedenței de undă în cazul componentei de secvență directă este  $Z_c=316 \Omega$ . În funcție de această valoare, în cazul LEA cu un grad de compensare  $\beta=0,7$  valoarea optimă pentru rezistorul de preinserție rezultă  $0,8 Z_c$ .

Prezența reactoarelor de compensare nu micșorează efectul pozitiv pe care-l au rezistoarele de preinserție asupra coeficientului de supratensiune la reconectarea LEA în gol.

Coeficientul de supratensiune scade cu creșterea gradului de compensare și valoarea minimă a coeficientului de supratensiune se obține pentru o valoare a rezistorului de preinserție ceva mai mare decât în cazul liniei necompensate. De exemplu în fig. 5.14 pentru linia necompensată valoarea optimă a rezistorului de preinserție este  $200 \Omega$ , ceea ce reprezintă  $0,63Z_c$ .

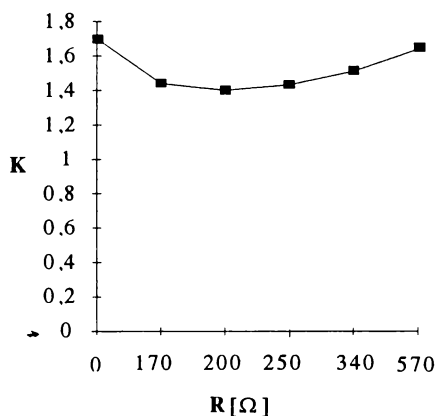


Fig. 5.15 Influența valorii rezistorului de preinserție  $R$  asupra coeficientului de supratensiune  $K$  la reconectarea LEA  $U_n=750$  kV fără sarcină remanentă, gradul de compensare  $\beta=0,7$

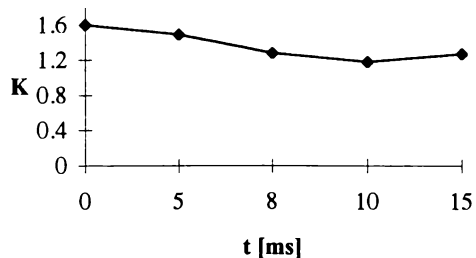


Fig. 5.16 Influența duratei de menținere în circuit  $t$  a rezistorului de preinserție asupra valorii coeficientului de supratensiune, LEA cu  $U_n=400$  kV

Pentru cazul LEA cu  $U_n=750$  kV, cu parametrii specificați în § 3.2.1.1 pentru un

grad de compensare  $\beta = 0,7$ , valoarea optimă a rezistorului de preinserție rezultă  $0,6 Z_c$ , conform diagramei prezentate în fig. 5.15. Pentru toate cazurile reprezentate în fig. 5.14 și respectiv 5.15, durata de menținere în circuit a rezistorului a fost 15 ms.

Diagramele din fig. 5.16 și fig.5.17 au scopul de a pune în evidență influența duratei de menținere în circuit a rezistorului de preinserție. Pentru cazul LEA cu  $U_n = 400$  kV a fost folosit un rezistor de preinserție cu  $R = 250 \Omega$ , respectiv pentru LEA cu  $U_n = 750$  kV valoarea rezistorului a fost  $R = 200 \Omega$ . Se observă că prelungirea duratei de inserție peste valoarea de 10 ms la 400 kV, respectiv 6 ms la 750 kV nu mai conduce la micșorarea coeficientului de supratensiune. În cazul LEA de 400 kV s-a observat chiar o nouă tendință de creștere a coeficientului de supratensiune.

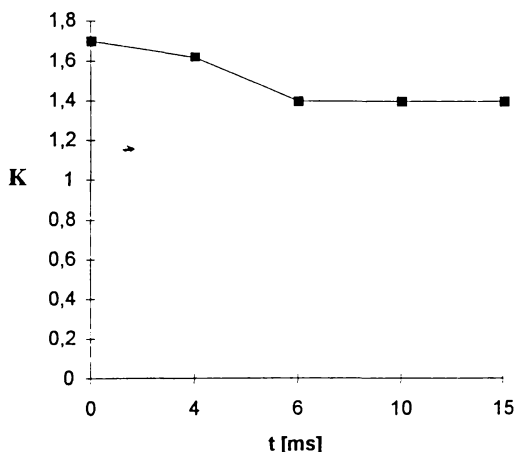


Fig. 5.17 Influența duratei de menținere în circuit  $t$  a rezistorului de preinserție asupra valorii coeficientului de supratensiune  $K$ , LEA  $U_n = 750$  kV

### 5.3. Reanclanșarea trifazată a LEA cu sarcină remanentă

Înlăturarea scurtcircuitelor pe LEA prin deconectare trifazată în cazul în care nu sunt afectate toate cele trei faze poate cauza apariția tensiunii remanente pe fazele sănătoase. Valoarea supratensiunilor la reconectarea LEA în condiții nenule depinde de valoarea sarcinii remanente respectiv de momentul conectării, aceștia fiind factorii majori care determină intervalul de timp până la reconectare (pauza RART).

În situația în care conectarea se produce în momentul în care tensiunea remanentă și tensiunea sursei sunt în opoziție de fază valoarea supratensiunilor care apar pe LEA este foarte ridicată.

Prin controlul valorii sarcinii remanente este posibil să se reducă pauza RART, acest lucru având efecte directe asupra creșterii stabilității sistemului de transport a energiei electrice, mai ales în cazul rețelelor de FÎT.

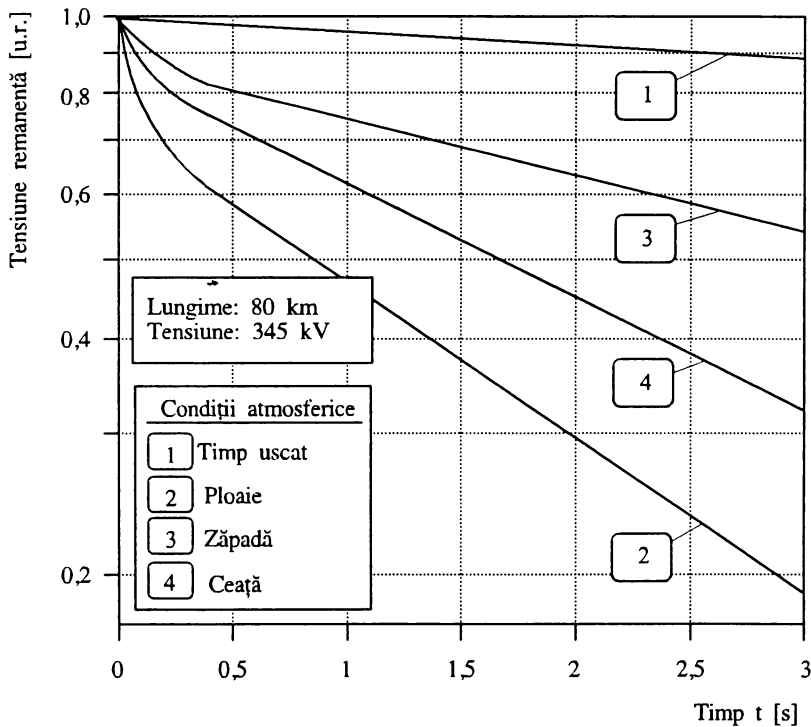


Fig 5.18 Variația tensiunii remanente pe LEA în funcție de condițiile atmosferice

Diagramele din fig. 5.18 [53] reprezintă variația tensiunii remanente în funcție de condițiile atmosferice, fiind ridicate pe baza rezultatelor obținute experimental pe o LEA de 345 kV. În cazul LEA fără compensare transversală, tensiunea remanentă are o variație exponențială în timp. Înregistrările experimentale relevă faptul că peste această variație exponențială se suprapune o componentă de frecvență industrială cu o amplitudine de aproximativ  $0,06U_n$ , ca rezultat al cuplajului inductiv cu conductoarele învecinate care sunt sub tensiune.

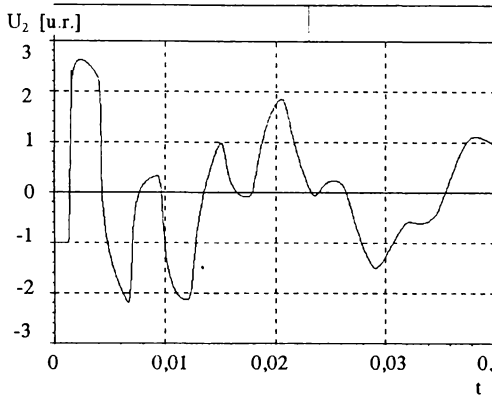


Fig. 5.19a Tensiunea la capătul LEA 400 kV faza R, conectare cu sarcină remanentă

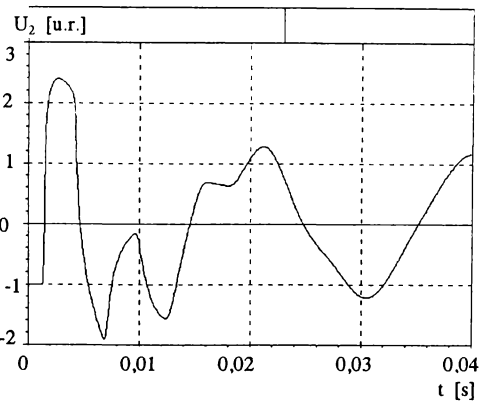


Fig. 5.20a Tensiunea la capătul LEA 750 kV faza R, conectare cu sarcină remanentă

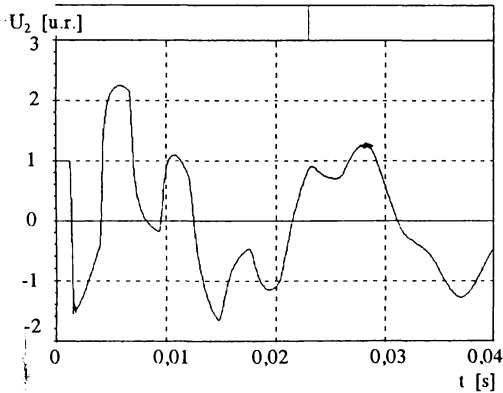


Fig. 5.19b Tensiunea la capătul LEA 400 kV faza S, conectare cu sarcină remanentă

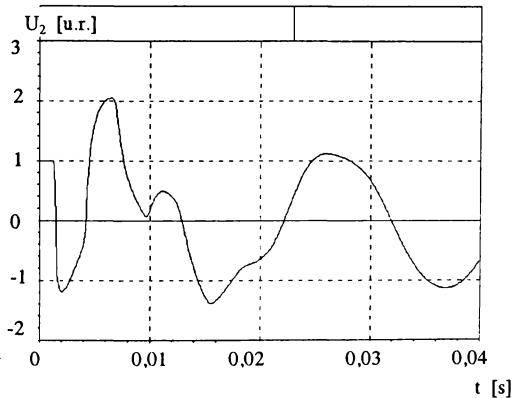


Fig. 5.20b Tensiunea la capătul LEA 750 kV faza S, conectare cu sarcină remanentă

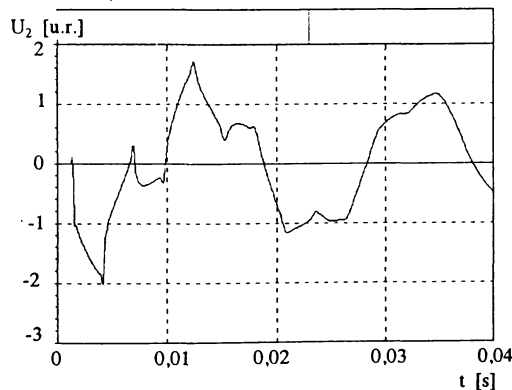


Fig. 5.19c Tensiunea la capătul LEA 400 kV faza T, conectare cu sarcină remanentă

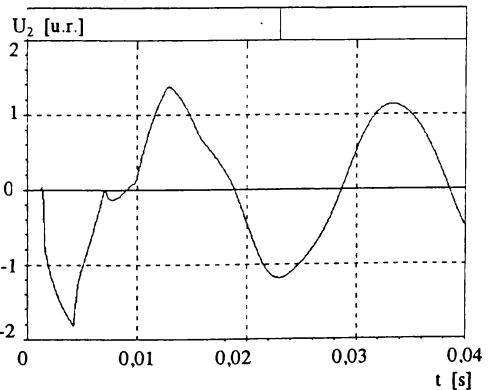


Fig. 5.20c Tensiunea la capătul LEA 750 kV faza T, conectare cu sarcină remanentă

Se observă din aceste diagrame că pe timp uscat, după 3 minute tensiunea remanentă a scăzut cu aproximativ 12 %, iar pe ploaie cu 80 %. Fig. 5.19a,b,c prezintă variația tensiunilor la capătul unei LEA cu  $U_n=400$  kV și lungime  $l=400$  km reconectată după un RART în condițiile în care sarcina remanentă pe faza R în momentul reconectării a fost  $U_{remR}=-1$  [u.r.] , pe faza S  $U_{remS}=1$  [u.r.], pe faza T  $U_{remT}=0$ . Simularea a fost făcută cu ajutorul programului MicroTran<sup>®</sup>, pentru LEA în gol, fără compensare. Sistemul sursă a fost considerat de putere infinită. Fig. 5.20a,b,c prezintă aceeași situație pentru o LEA de 750 kV. În ambele cazuri LEA a fost considerată cu parametrii dependenți de frecvență, coronamentul la 400 kV fiind conform stâlpului PAS 400101 iar la 750 kV conform stâlpului PAS750101-53SB.

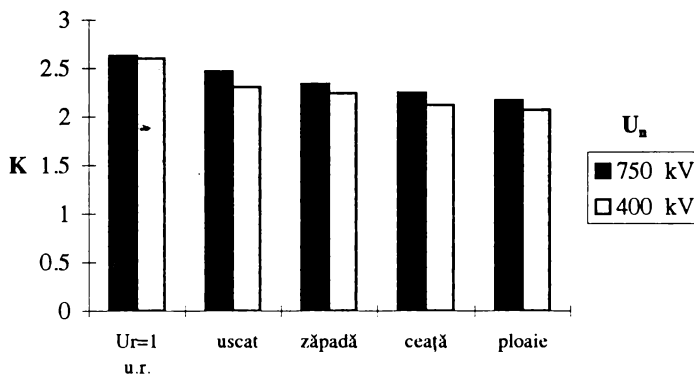


Fig. 5.21 Valorile maxime ale coeficientului de supratensiune K la reconectarea LEA cu sarcină remanentă în funcție de condițiile meteorologice

În situațiile de mai sus coeficienții de supratensiune reprezintă valorile maxime ce se pot obține la reconectarea LEA în gol cu sarcină remanentă. Pauza RART calculată cu relația (5.1) pentru LEA cu  $U_n=400$  kV este de 0,31 s iar pentru LEA cu  $U_n=750$  kV 0,366 s. Pentru aceste două valori ale pauzei RART au fost considerate diferite cazuri, în funcție de condițiile meteorologice. Valorile tensiunii remanente în momentul reconectării, după pauza RART au fost determinate pe baza diagramei din fig. 5.18. Rezultatele acestor simulări au fost reprezentate în diagrama din fig. 5.21.

O metodă de descărcare rapidă a tensiunii remanente o reprezintă rezistoarele de sursă ale întreruptoarelor. Rezistoarele conectate în circuit în procese de deconectare diferă



în funcție de tipul întreruptorului. Valoarea rezistenței se încadrează în domeniul  $10^3 \Omega$  și timpul cât acestea rămân în circuit, în general între 30-60 ms. Timpul de descărcare a tensiunii remanente depinde de capacitatea liniei și de valoarea rezistenței. Deoarece costurile acestor rezistoare sunt foarte ridicate iar condițiile de izolație și stabilitate termică sunt severe, utilizarea lor este relativ restrânsă.

Transformatoarele de tensiune electromagnetice conectate la linie reprezintă o cale rapidă de scurgere a sarcinii remanente. Constanta de timp a descărcării este în acest caz foarte mică (50-100  $\mu$ s) astfel că descărcarea se face aproape în întregime în pauza RAR. De aceea se consideră că după 0,4 s linia echipată cu transformatori de tensiune are tensiunea reziduală zero.

### 5.3.1. Influența compensării transversale asupra supratensiunilor la reconectarea LEA cu sarcină remanentă

Pentru aceeași situație prezentată în fig 5.19 -LEA cu  $U_n = 400$  kV curbele din fig. 5.22 reprezintă variația tensiunilor la capătul LEA la reconectarea cu sarcină remanentă, în condițiile în care gradul de compensare a puterii reactive este  $\beta=1$ . Se observă reducerea coeficientului de supratensiune ca valoare maximă de la 2,63 la 2,59. Variația în timp a tensiunilor la reconectarea LEA cu  $U_n = 750$  kV din fig. 5.23 corespunde situației din fig. 5.20 pentru un grad de compensare a puterii reactive  $\beta=1$ . Din analiza comparativă a curbelor din fig. 5.20 și respectiv 5.23 se observă o reducere a coeficientului de supratensiune sub influența compensării LEA, de la 2,61 pentru LEA fără compensare la 2,34 pentru LEA cu un grad de compensare 100%. Pentru ambele nivele de tensiune, 400 kV și 750 kV, influența gradului de compensare a puterii reactive asupra supratensiunilor la reconectarea LEA cu sarcină remanentă este scoasă în evidență prin fig 5.24 și fig. 5.25. Valoarea tensiunii remanente în momentul conectării a fost considerată -1 [u.r.].

Diagramele din fig. 5.24 și 5.25 relevă faptul că reducerea coeficientului de supratensiune la reconectarea LEA cu sarcină remanentă datorată bobinelor de compensare este nesemnificativă.

Utilizarea bobinelor de compensare nedeconectabile, legate direct pe linie conduce în pauza RAR la apariția unor circuite oscilante a căror frecvență proprie de oscilație este apropiată de frecvența industrială dar mai mică, prin care se descarcă tensiunea remanentă

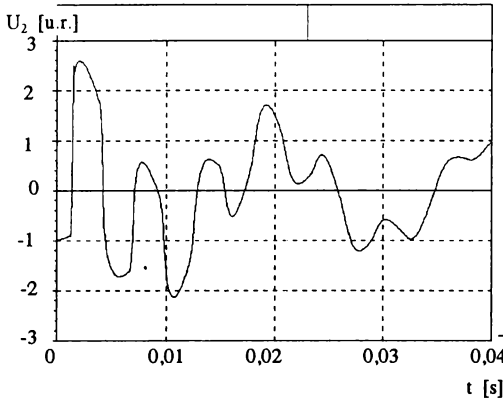


Fig. 5.22.a Tensiunile la capătul LEA 400 kV compensare  $\beta=1$ , conectare cu sarcină remanentă

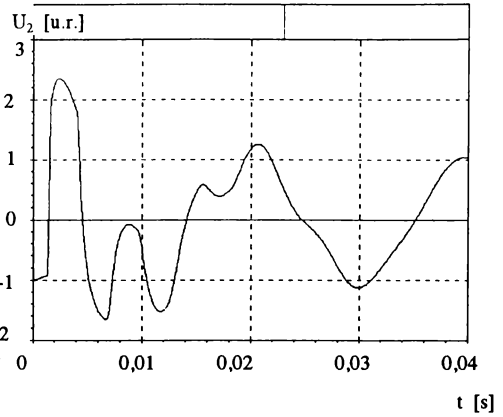


Fig. 5.23.a Tensiunile la capătul LEA 750 kV compensare  $\beta=1$ , conectare cu sarcină remanentă

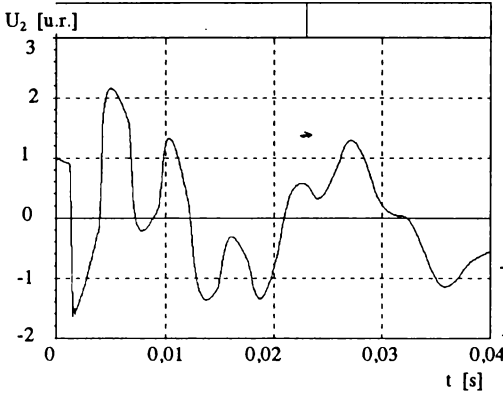


Fig. 5.22.b Tensiunile la capătul LEA 400 kV compensare  $\beta=1$ , conectare cu sarcină remanentă

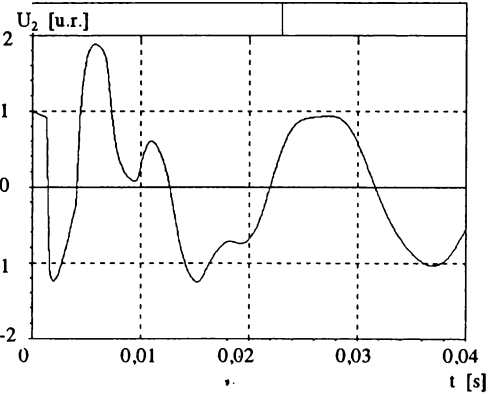


Fig. 5.23.b Tensiunile la capătul LEA 750 kV compensare  $\beta=1$ , conectare cu sarcină remanentă

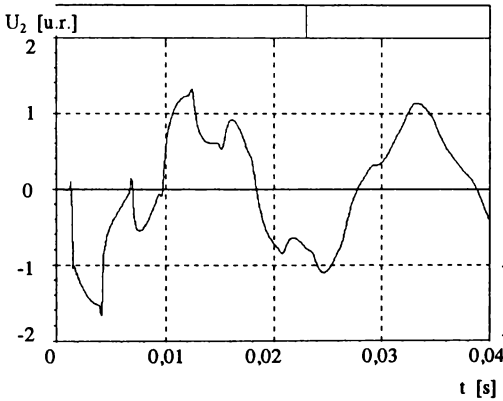


Fig. 5.22 Tensiunile la capătul LEA 400 kV compensare  $\beta=1$ , conectare cu sarcină remanentă

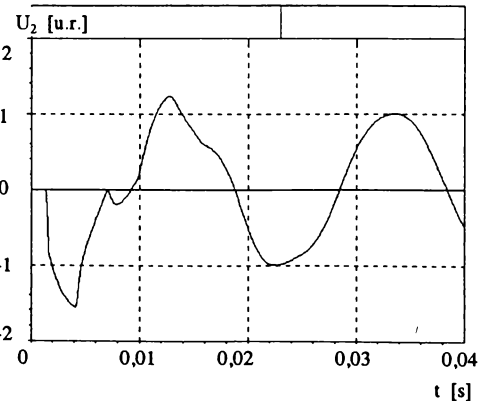


Fig. 5.23 Tensiunile la capătul LEA 750 kV compensare  $\beta=1$ , conectare cu sarcină remanentă

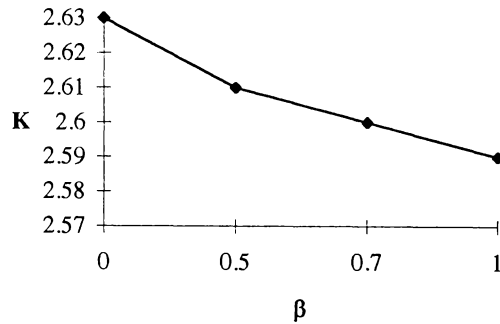


Fig. 5.24 Influența gradului de compensare  $\beta$  a LEA asupra coeficientului de supratensiune K la reconectarea LEA  $U_n=400$  kV cu tensiune remanentă

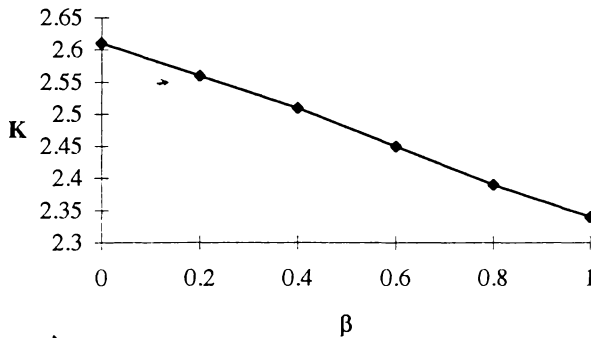
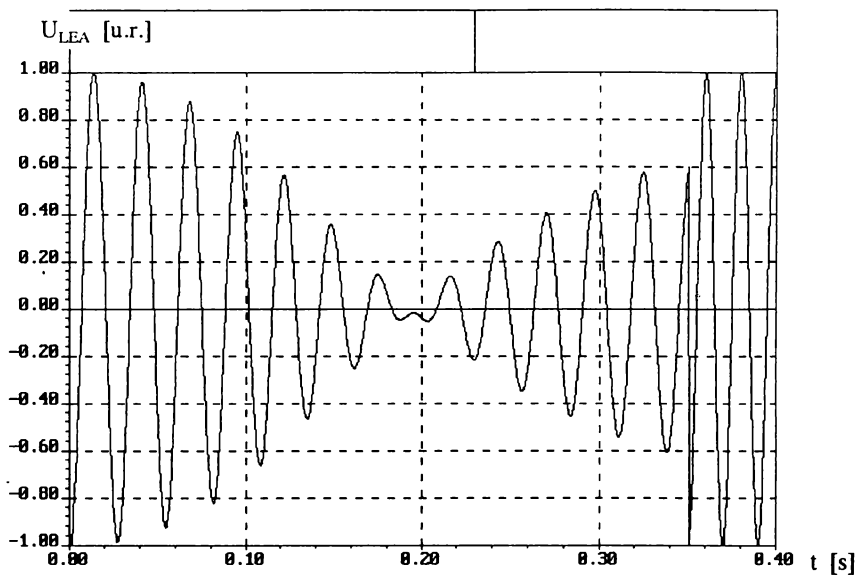


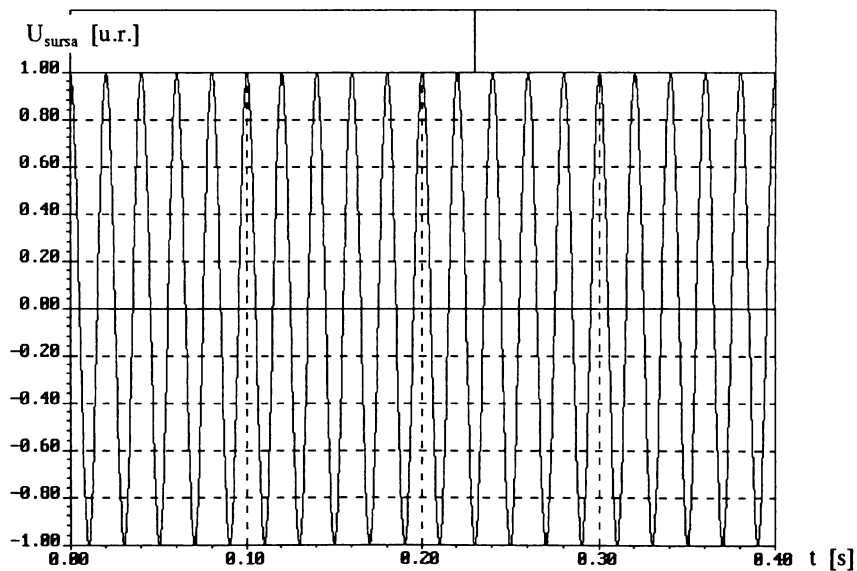
Fig. 5.25 Influența gradului de compensare  $\beta$  a LEA asupra coeficientului de supratensiune K la reconectarea LEA  $U_n=750$  kV cu tensiune remanentă

de pe fazele sănătoase. Procesul de descărcare are caracter de bătăi și există posibilitatea ca această tensiune remanentă să alimenteze arcul secundar la locul de defect (în cazul unui defect monofazat care a fost lichidat prin deconectare trifazată). Același caracter de bătăi îl vor avea în acest caz și curentul secundar de arc, respectiv tensiunea de restabilire.

Diagramele din fig. 5.26.a și b prezintă modul de variație a tensiunilor la cele două borne ale întreruptorului pentru o fază a LEA cu  $U_n=400$  kV și lungimea  $l=400$  km, încărcată cu sarcină remanentă (curba a- tensiunea pe partea liniei și curba b- tensiunea pe partea sursei). Gradul de compensare considerat a fost  $\beta=1$ , bobinele de compensare a LEA



a.



b.

Fig. 5.26 a- Tensiunea la borna întreruptorului pe partea liniei în cazul reconectării LEA cu compensare și sarcină remanentă; b- tensiunea la borna întreruptorului pe partea sursei

fînd situate la capătul îndepărtat al liniei. Tensiunea remanentă inițială pe partea liniei a

fost egală cu -1 [u.r.]. Se observă că descărcarea sarcinii remanente a LEA prevăzută cu bobine de compensare reprezintă un proces oscilant amortizat. Frecvența de oscilație este determinată de valoarea inductivității bobinelor de compensare și a capacității LEA și în acest caz are valoarea  $f_d = 43,1$  Hz.

Datorită diferenței între frecvența de descărcare și frecvența rețelei reconectarea poate să se producă în momentul în care tensiunile de o parte și de alta a întreruptorului sunt maxime. Diagrama din fig. 5.27 prezintă, pentru faza R tensiunea la bornele întreruptorului, ca diferență între curbele din fig. 5.26.a și 5.26.b. În fig. 5.28 este prezentată forma de variație a tensiunii, pe aceeași fază, la capătul îndepărtat al LEA cu  $U_n = 400$  kV, în cazul reconectării aleatoare în condiții inițiale nenule. Tensiunea remanentă a avut valoarea inițială  $U_{rem} = -1$  [u.r.]. Din cele două reprezentări grafice rezultă faptul că valoarea coeficientului de supratensiune la capătul îndepărtat al LEA este influențată foarte mult de momentul conectării.

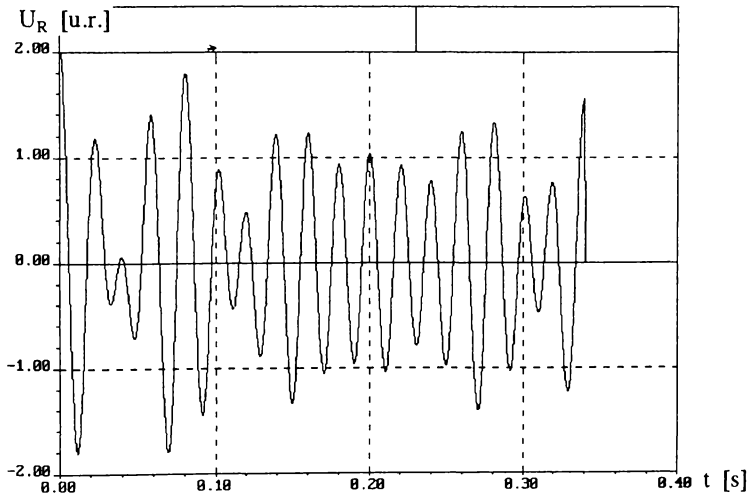


Fig. 5.27 Tensiunea la bornele întreruptorului în cazul LEA  $U_n = 400$  kV, grad de compensare  $\beta=1$ ,  $U_{rem} = -1$  [u.r.]

Pentru a evidenția acest fapt pentru LEA cu  $U_n = 400$  kV, lungime  $l=400$  km și un grad de compensare  $\beta=1$  s-a studiat dependența coeficientului de supratensiune la capătul 2 al LEA în funcție de momentul conectării. Această dependență este reprezentată grafic în fig. 5.29. Curba 1 reprezintă valorile maxime ale coeficientului de supratensiune  $K$ , valori care se obțin atunci când diferența dintre tensiunea remanentă și tensiunea pe partea sursei

este maximă. Descărcarea tensiunii remanente având un caracter de bătăi se reflectă și în forma de variație a curbei 1 din fig. 5.29. Curba 2 din fig. 5.29 reprezintă valorile minime ale lui K, valori care se obțin în situația diferenței minime dintre tensiunea pe partea sursei și tensiunea remanentă pe LEA.

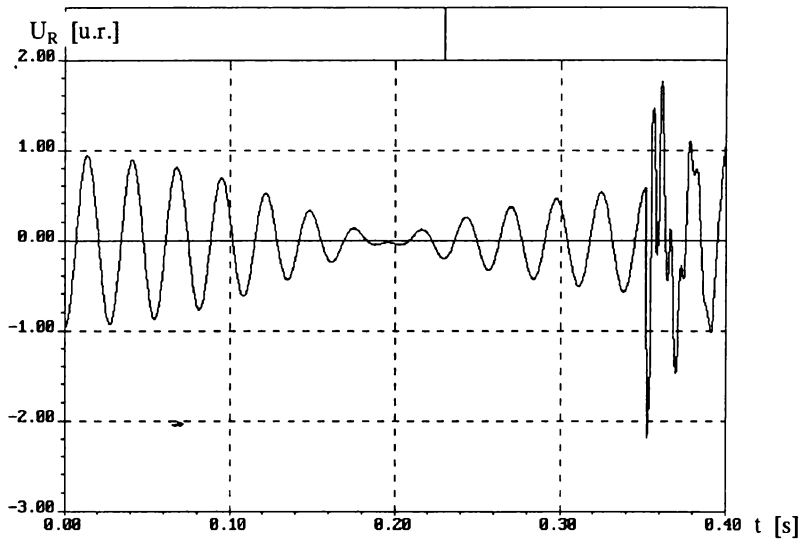


Fig. 5.28 Tensiunea pe faza R la reconectarea LEA  $U_n=400$  kV cu sarcină remanentă, gradul de compensare  $\beta=1$

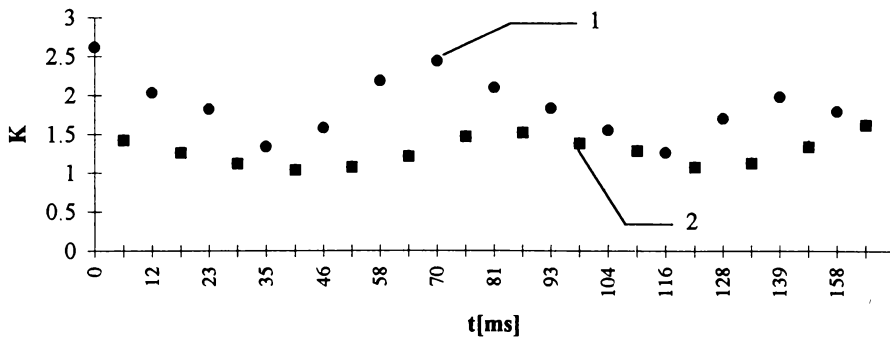


Fig. 5.29 Coeficientul de supratensiune K la capătul LEA cu  $U_n=400$  kV, grad de compensare  $\beta=1$ , în funcție de momentul reconectării  $t$ [ms],  $U_{rem}=-1$ [u.r.]

Influența momentului închiderii contactelor întreruptorului este deosebit de importantă în cazul LEA cu compensare, pentru fazele care sunt încărcate cu sarcină remanentă. Datorită faptului că procesul de descărcare a sarcinii remanente are o durată relativ mare în timp, probabilitatea de apariție a unor valori mari pentru coeficientul de supratensiune este ridicată. De asemenea pot apărea cu aceeași probabilitate ridicată și valori reduse ale coeficientului de supratensiune  $K$ , în situația favorabilă în care în momentul conectării diferența dintre tensiunile de o parte și cealaltă a întreruptorului este minimă. Dar diferența în timp între cazul favorabil și cel defavorabil este foarte mică, intrând în domeniul în care se situează valorile dispersiei la închiderea contactelor întreruptorului, procesul de conectare având deci acest punct de vedere un pronunțat caracter aleatoriu.

### 5.3.2 Influența rezistoarelor de preinserție la reconectarea LEA cu sarcină remanentă

Schema echivalentă a modelului folosit pentru determinarea influenței rezistoarelor de preinserție la reconectarea LEA cu sarcină remanentă este prezentată în fig. 5.11. Diagramele din fig. 5.10 care prezintă variațiile de principiu ale coeficientului de supratensiune în funcție de valoarea rezistorului de preinserție, sunt valabile și în cazul reconectării LEA cu sarcină remanentă.

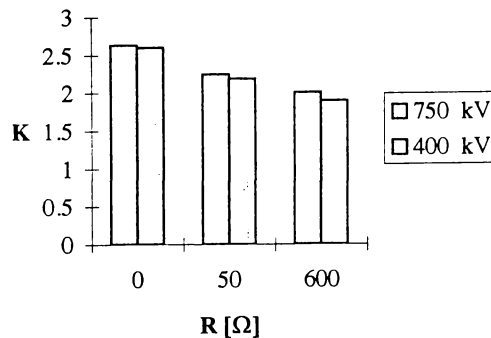


Fig. 5.32 Variația coeficientului de supratensiune  $K$  la reconectarea LEA cu  $U_n = 400$  kV și 750 kV în gol, cu sarcină remanentă în funcție de valoarea rezistorului de preinserție  $R$

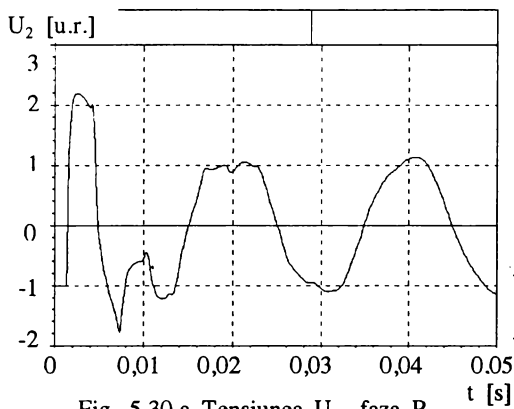


Fig. 5.30.a Tensiunea  $U_2$  -faza R

$U_n = 400 \text{ kV}, R = 50 \Omega$

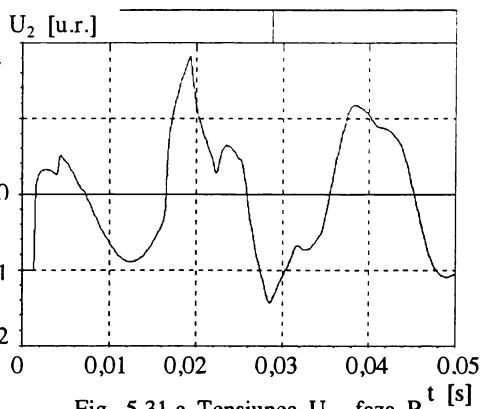


Fig. 5.31.a Tensiunea  $U_2$  -faza R

$U_n = 400 \text{ kV}, R = 600 \Omega$

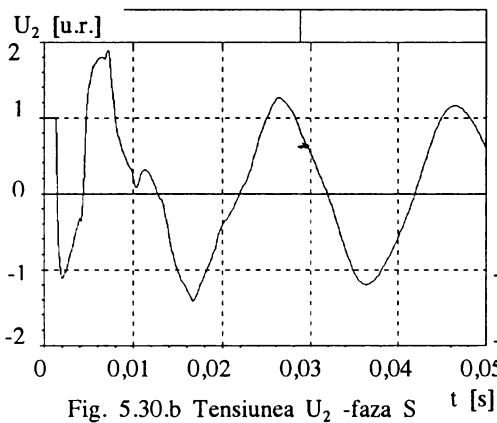


Fig. 5.30.b Tensiunea  $U_2$  -faza S

$U_n = 400 \text{ kV}, R = 50 \Omega$

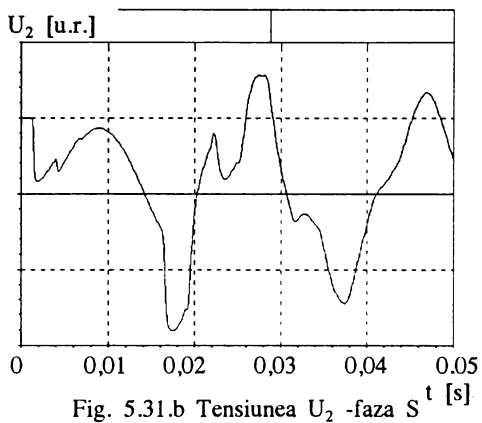


Fig. 5.31.b Tensiunea  $U_2$  -faza S

$U_n = 400 \text{ kV}, R = 600 \Omega$

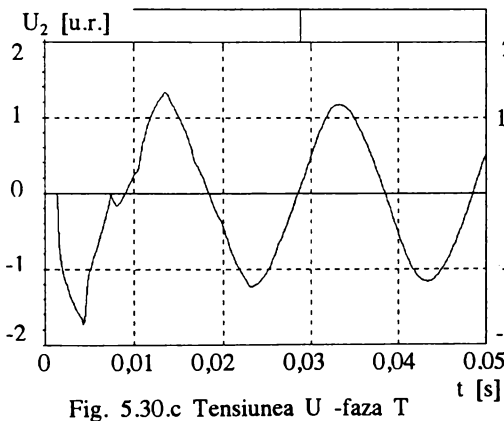


Fig. 5.30.c Tensiunea  $U_2$  -faza T

$U_n = 400 \text{ kV}, R = 50 \Omega$

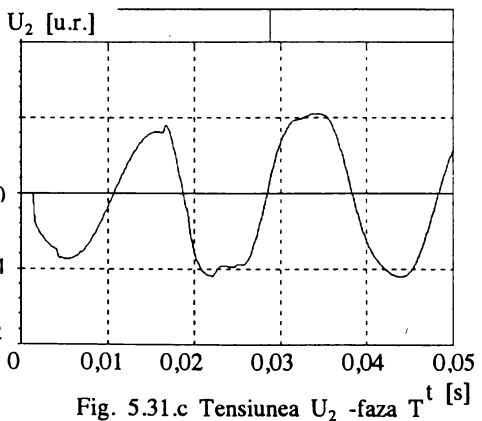


Fig. 5.31.c Tensiunea  $U_2$  -faza T

$U_n = 400 \text{ kV}, R = 600 \Omega$



Fig. 5.30a,b,c prezintă tensiunile la capătul terminal al LEA de 400 kV în cazul reconectării folosind rezistor de preinserție, valoarea rezistorului de preinserție fiind  $R=50 \Omega$ , durata de menținere a acestuia în circuit  $\Delta t=15 \text{ ms}$ , sarcina remanentă pe faza R în momentul reconectării fiind  $U_{\text{remR}}=-1$  [u.r.] , pe faza S  $U_{\text{remS}}=1$  [u.r.], pe faza T  $U_{\text{remT}}=0$  [u.r.]. LEA considerată este în gol și fără compensare.

Fig. 5.31a,b,c prezintă același caz dar valoarea rezistorului de preinserție este  $R=600 \Omega$ . Comparând formele de undă ale tensiunilor în cele două cazuri rezultă faptul că deși valorile maxime înregistrate în cele două situații sunt aproximativ egale, ele nu coincid ca moment de timp. Valoarea maximă a coeficientului de supratensiune din diagrama prezentată în fig. 5.30 apare în prima etapă a regimului tranzitoriu, după închiderea întreruptorului auxiliar ce inserează rezistorul, spre deosebire de diagrama din fig. 5.31 când această valoare se înregistrează în etapa a doua a procesului tranzitoriu, după închiderea contactelor principale ale întreruptorului. Spre deosebire de situația conectării LEA necompensată cu sarcină remanentă dar fără rezistor de preinserție, fig. 5.19.a,b,c se observă în ambele cazuri o reducere substanțială a valorii coeficientului maxim de supratensiune. Reprezentarea grafică din fig. 5.32 ilustrează aceste diferențe în valoarea lui K, în raport cu valoarea rezistorului de preinserție. Diagrama a fost ridicată pentru LEA cu  $U_n=400 \text{ kV}$  și respectiv  $750 \text{ kV}$  iar cele două valori pentru rezistorul R au fost alese astfel încât să corespundă celor două etape ale procesului tranzitoriu menționate mai sus.

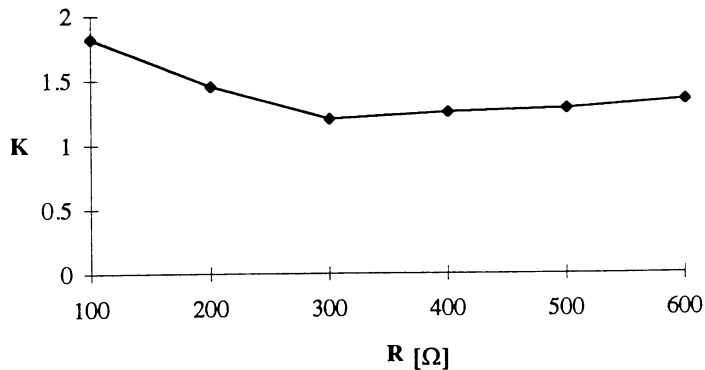


Fig. 5.33 Influența valorii rezistorului de preinserție R asupra coeficientului de supratensiune K la reconectarea LEA cu compensare  $U_n=400 \text{ kV}$  în condiții inițiale nenule

Pentru a evidenția influența valorii rezistorului de preinserție asupra coeficientului de supratensiune la reconectarea LEA cu compensare în condiții inițiale nenule au fost ridicate diagramele din fig. 5.33 pentru LEA cu  $U_n=400$  kV respectiv fig. 5.34 pentru LEA cu  $U_n=750$  kV.

Gradul de compensare a LEA pentru cazurile reprezentate în fig. 5.33 și 5.34 a fost  $\beta=0,7$ . Din reprezentarea grafică din fig. 5.33 rezultă că valoarea optimă pentru rezistorul de preinserție în cazul LEA cu  $U_n=400$  kV, în condițiile existenței sarcinii remanente pe linie este egală cu valoarea impedanței de undă  $Z_c=316 \Omega$ , pentru un grad de compensare  $\beta=0,7$ . Pentru LEA cu  $U_n=750$  kV această valoare este  $R=540 \Omega$ , ceea ce reprezintă  $1,5Z_c$ .

Durata de menținere în circuit a rezistoarelor de preinserție are de asemenea o influență puternică asupra coeficientului de supratensiune  $K$ . Diagrama din fig. 5.35 are scopul de a pune în evidență această influență pentru LEA cu  $U_n=400$  kV, respectiv cea din fig. 5.36 pentru LEA cu  $U_n=750$  kV. Gradul de compensare a LEA în ambele cazuri a fost considerat  $\beta=0,7$ . Prelungirea duratei de menținere în circuit a acestor rezistoare mai mult de 6 ms la nivelul de 400 kV, respectiv 10 ms nu are ca efect scăderea coeficientului de supratensiune.

Menținerea timp mai îndelungat a rezistoarelor de preinserție în circuit conduce la solicitări foarte mari din punct de vedere termic a acestor echipamente. Dintre soluțiile constructive pentru rezistoarele de preinserție amintite în §. 5.2.3. în cazul LEA cu sarcină remanentă este de preferat varianta cu rezistoarele înglobate în linie. Această schemă permite o amortizare mai accentuată a oscilațiilor tensiunii remanente.

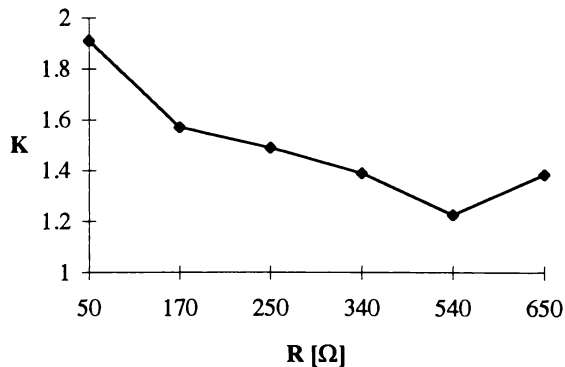


Fig. 5.34 Influența valorii rezistorului de preinserție  $R$  asupra coeficientului de supratensiune  $K$  la reconectarea LEA cu compensare  $U_n=750$  kV în condiții inițiale nenule

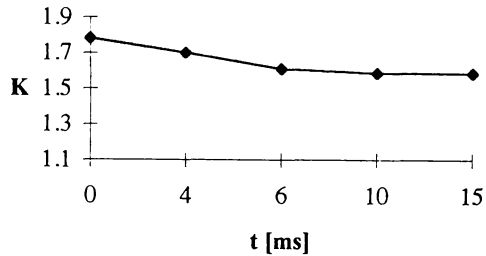


Fig. 5.35 Influența duratei de menținere în circuit  $t$  [ms] a rezistorului de preinserție asupra coeficientului de supratensiune  $K$  la reconectarea LEA cu compensare  $U_n=400$  kV în condiții inițiale nenule

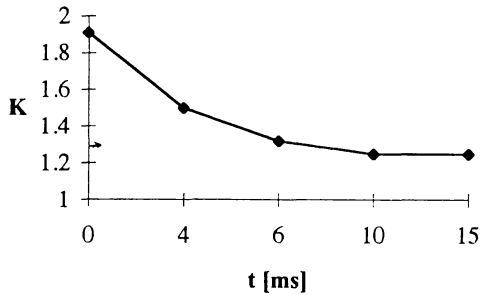


Fig. 5.36 Influența duratei de menținere în circuit  $t$ [ms] a rezistorului de preinserție asupra coeficientului de supratensiune  $K$  la reconectarea LEA cu compensare  $U_n=750$  kV în condiții inițiale nenule

#### **5.4. Influența descărcătoarelor cu rezistență variabilă la reconectarea trifazată a LEA cu sarcină remanentă**

Descărcătoarele cu rezistență variabilă (DRV) sunt conectate la capătul terminal al LEA oferind aparatului din stații protecție împotriva supratensiunilor periculoase.

Caracteristica tensiune- curent pentru aceste elemente are un caracter neliniar, mai pronunțat la descărcătoarele cu oxizi metalici (DOM).

Scopul studiului prezentat în acest paragraf a fost acela de a stabili posibilitățile de DRV-ului ca mijloc de reducere a supratensiunilor în cazul RAR.

Pentru LEA cu  $U_n = 400$  kV cu parametrii menționați anterior există condiții de acționare a DRV doar montat la capătul îndepărtat al LEA, respectiv doar în situația reconectării LEA cu sarcină remanentă. Pentru capătul apropiat de sursă valorile supratensiunilor nu oferă condiții de amorsare pentru DRV.

Pentru punerea în evidență a posibilității de limitare a supratensiunilor la reconectarea LEA în condiții inițiale nenule cu ajutorul DRV s-au folosit două modele. Pentru un DRV de tip clasic s-a folosit metoda liniarizării pe porțiuni a caracteristicii tensiune-curent. Caracteristica tensiune-curent a descărcătorului cu oxizi metalici DOM a fost descrisă analitic și rezolvarea sistemului LEA cu element nelinier la capăt s-a făcut prin metoda iterativă Newton-Raphson.

În fig. 5.37 este prezentat schematic modul de liniarizare pe porțiuni a caracteristicii unui DRV clasic. Au fost considerate două DRV la nivelele de tensiune 400 kV și respectiv 750 kV. La nivelul de tensiune 400 kV a fost considerat DRV de tip XAL- 390 (ASEA) [19] cu  $U_n = 390$  kV și tensiunea de amorsare  $U_{am} = 610$  kV, parametrii caracteristicii tensiune-curent conform fig. 5.37 având valorile:  $u_1 = 600$  kV,  $u_2 = 800$  kV,  $R_1 = 400 \Omega$ ,  $R_2 = 133 \Omega$ . La nivelul de tensiune 750 kV a fost liniarizată caracteristica unui DRV de tip RVMK- 750 [2] cu  $U_n = 750$  kV, tensiunea de amorsare  $U_{am} = 950$  kV și parametrii, conform fig. 5.37:  $u_1 = 710$  kV,  $u_2 = 1350$  kV,  $R_1 = 256 \Omega$ ,  $R_2 = 99 \Omega$ .

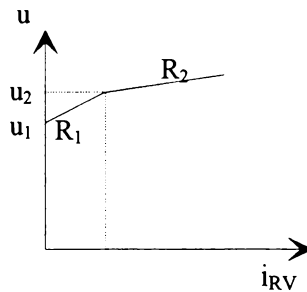


Fig. 5.37 Caracteristica tensiune-curent a unui DRV clasic, liniarizată pe porțiuni

DOM este prevăzut cu o rezistență cu un grad înalt de neliniaritate, a cărei caracteristică tensiune-curent este descrisă analitic de relația:

$$i = \left( \frac{u}{p \cdot U_n} \right)^q \quad (5.4)$$

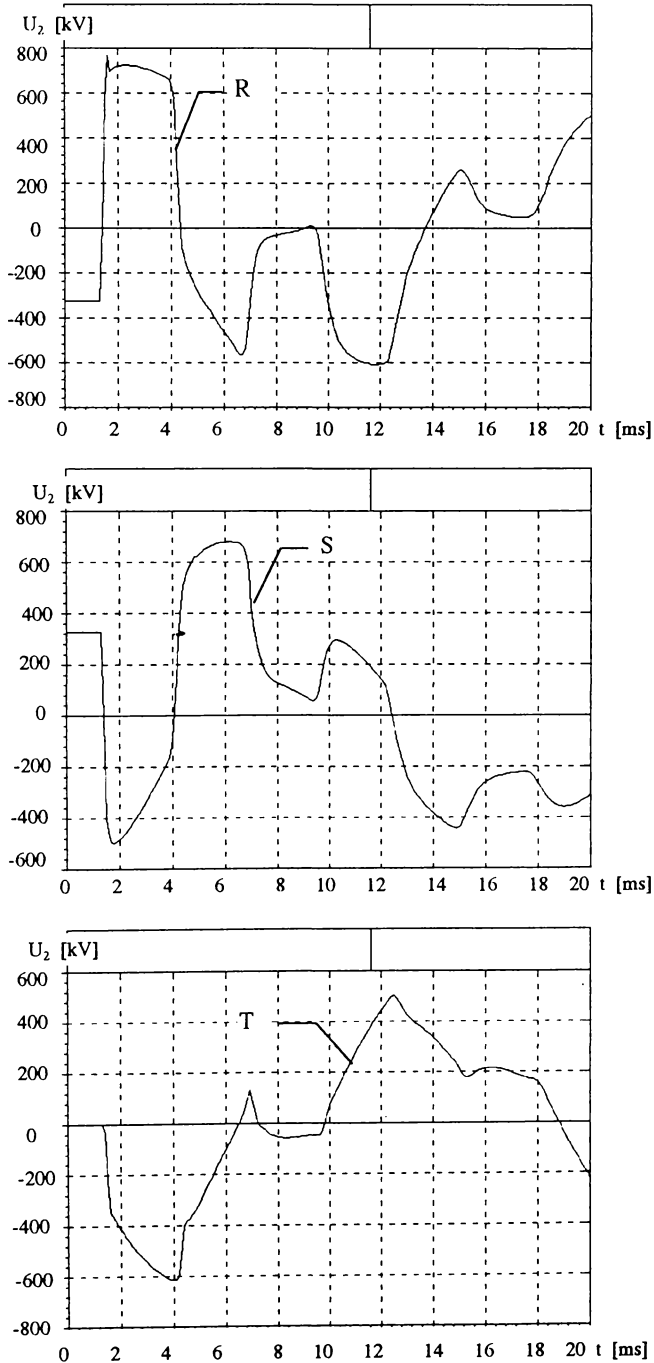


Fig. 5.38 Tensiunile la capătul terminal al LEA în cazul reconectării cu sarcină remanentă și în prezența DRV cu caracteristica în fig. 5.37

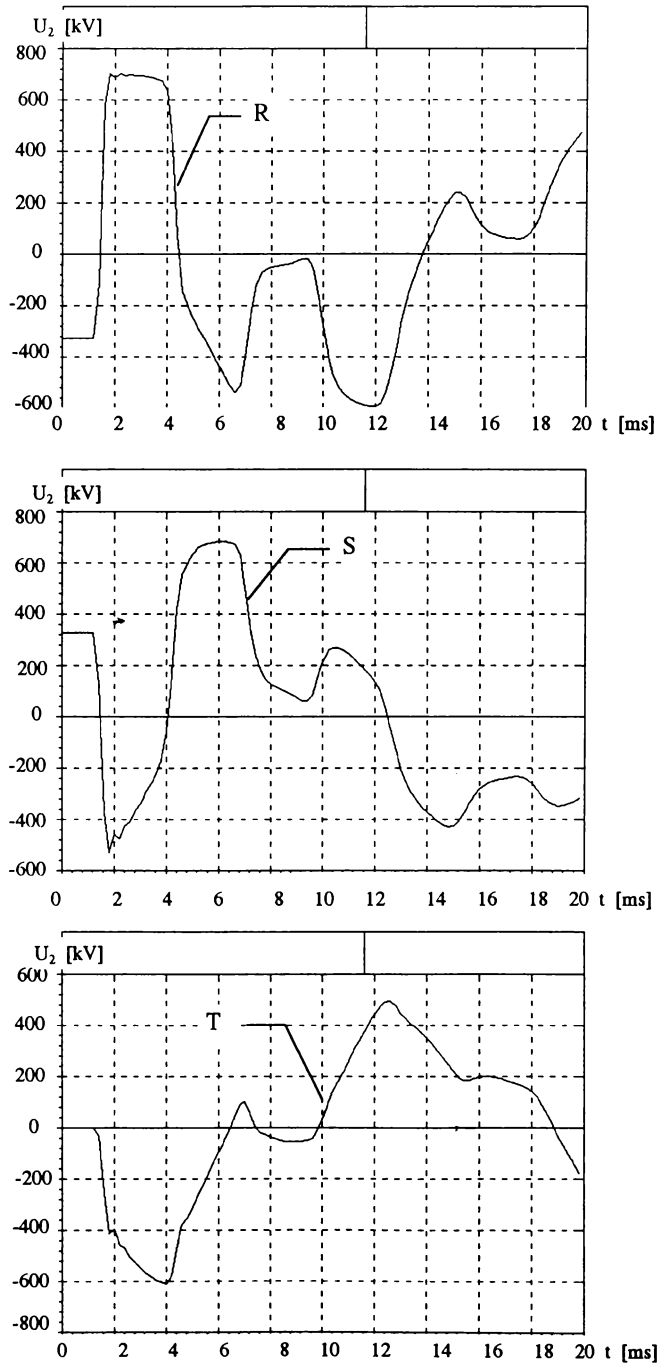


Fig. 5.39 Tensiunile la capătul terminal al LEA  $U_n = 400$  kV în cazul reconectării cu sarcină remanentă și în prezența DOM cu caracteristica dată de relația (5.4)

Pentru nivelul de tensiune de 400 kV și respectiv 750 kV au fost modelate DOM cu parametrii, conform rel. (5.4):  $p=1,15$  și  $q=26$  [22].

În fig. 5.38 sunt reprezentate tensiunile la capătul în gol al LEA la reconectarea LEA în gol, cu  $U_n=400$  kV și lungimea  $l=400$  km. Sarcina remanentă pe cele trei faze în momentul conectării a fost: pe faza R  $U_{remR}=-1$  [u.r.], pe faza S  $U_{remS}=1$  [u.r.], pe faza T  $U_{remT}=0$ . Conectarea s-a produs în momentul în care tensiunea sursei pe faza R avea valoarea maximă. La capătul în gol al LEA a fost considerat DRV clasic.

Pentru primul maxim al tensiunii la capătul fazei R se observă reducerea acestuia față de situația din fig. 5.19, în absența oricărui mijloc de limitare a supratensiunilor, de la 2,63 u.r. la 2.42 u.r.

În fig. 5.39 sunt prezentate tensiunile la capătul LEA cu  $U_n=400$  kV și lungimea  $l=400$  km în aceeași situație ca cea prezentată în fig. 5.38, dar la capătul LEA este conectat DOM. Pentru comparație cu cazul prezentat în fig. 5.19, reconectarea LEA cu sarcină remanentă și fără mijloace de reducere a supratensiunilor, valoarea primului maxim al tensiunii scade de la 2,63 la 2,14 u.r.

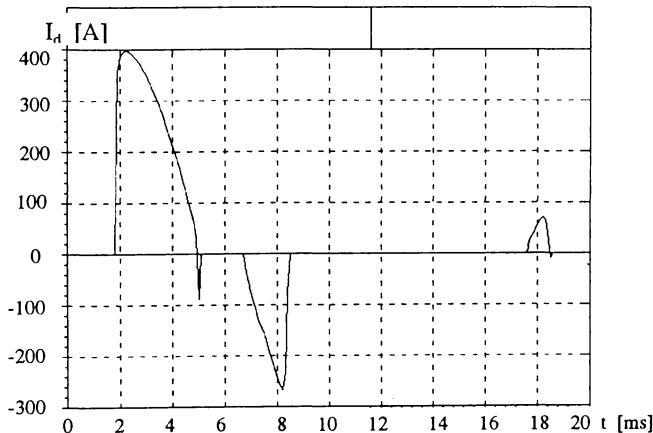


Fig. 5.40 Curentul  $I_d$  prin descărcător DRV clasic, LEA  $U_n=400$  kV,  $l=500$  km, faza R

Comparând cele două modele folosite pentru DRV, se evidențiază DOM față de DRV de tip clasic.

Variația curentului prin DRV de tip clasic este prezentată în fig. 5.40, pentru reconectarea LEA cu  $U_n=400$  kV și lungimea  $l=500$  km, (situația din fig. 5.38,  $l=400$  km),

pentru faza R. În fig. 5.41 este reprezentată variația curentului prin DOM pentru cazul reconectării LEA cu  $U_n = 400$  kV și lungimea  $l = 500$  km (pentru situația din fig. 5.39  $l = 400$  km), faza R.

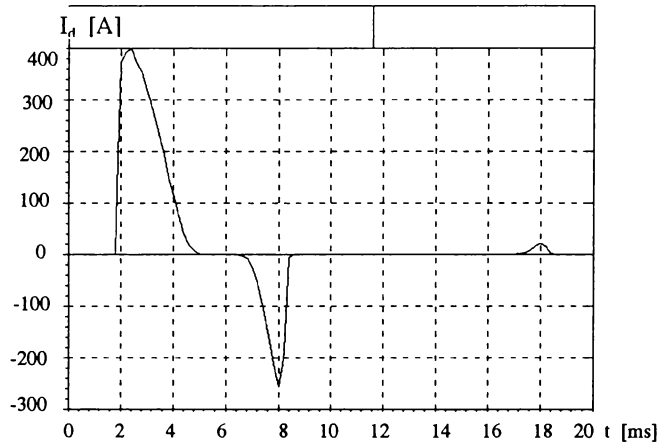


Fig. 5.41 Curentul prin descărcător DOM, LEA  $U_n = 400$  kV,  $l = 500$  km, faza R

În reprezentările din fig. 5.40 și 5.41 se observă că ambele descărcătoare, classic sau DOM sunt supuse la solicitări repetate, amorsând de mai multe ori. Condițiile pentru amorsarea repetată a descărcătoarelor sunt îndeplinite doar în cazul unor lungimi mai mari ale LEA (peste 500 km la nivelul de tensiune 400 kV).

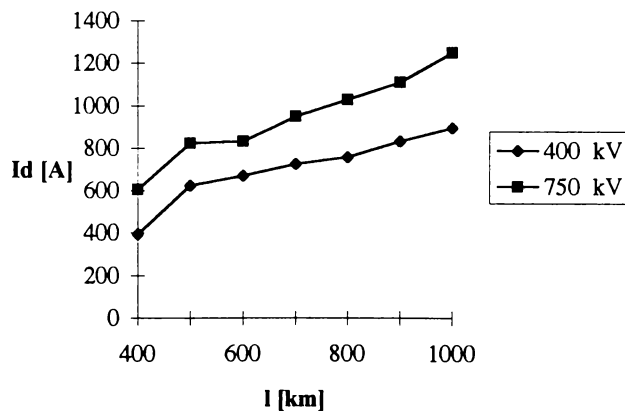


Fig. 5.42 Variația curentului  $I_d$  prin DRV classic în funcție de lungimea  $l$  a LEA, pentru nivelul de tensiune 400 kV și 750 kV



Lungimea LEA reprezintă principalul factor de influență asupra curentului prin descărcător. În fig. 5.42 este reprezentată această influență pentru cazul DRV clasic cu caracteristicile menționate mai sus, pentru nivelul de tensiune 400 kV și 750 kV. Diagrama din fig. 5.43 reprezintă dependența curentului prin DOM cu caracteristica dată de ecuația (5.4) funcție de lungimea LEA, pentru nivelele de tensiune 400 kV și respectiv 750 kV.

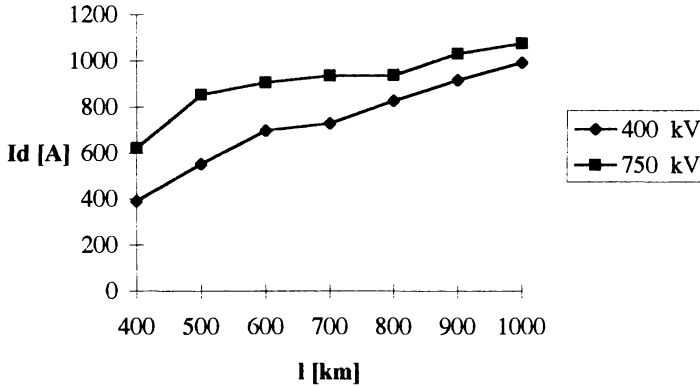


Fig. 5.43 Variația curentului  $I_d$  prin DOM în funcție de lungimea  $l$  a LEA, pentru nivelul de tensiune 400 kV și 750 kV

Din ambele diagrame se observă creșterea curentului prin descărcător odată cu creșterea lungimii LEA. De asemenea creșterea este mai accentuată pentru cazul DRV de tip clasic, ceea ce conduce la solicitări sporite ale acestui tip de echipament.

DOM au capacități deosebite de disipare a energiei și acest fapt îl impune față de DRV clasic, pentru limitarea supratensiunilor de comutație.

## 6. CONCLUZII

Experiența de exploatare a liniilor de transport de înaltă și foarte înaltă tensiune a arătat că defectele izolației liniilor au un caracter temporar cu preponderență și de aceea avaria poate fi lichidată prin reanclanșarea automată rapidă a liniei. Faza (fazele) LEA afectate de defect sunt deconectate de la ambele capete și apoi, după un timp determinat reprezentând așa numita pauză RAR, se reconectează automat.

Pentru LEA cu tensiunea nominală de 330-500 kV, 60-70% dintre ciclurile RAR sunt reușite. Domeniul de utilizare a RAR monofazate crește practic liniar cu creșterea tensiunii nominale a LEA, ajungând la peste 90% în cazul LEA de 500-750 kV [2].

Odată cu creșterea tensiunii nominale a LEA, categoria de solicitări determinante la stabilirea nivelului de izolație o reprezintă cea a supratensiunilor interne. Estimarea cât mai exactă a supratensiunilor de comutație se impune din punct de vedere economic, costul izolației LEA fiind important în costul total al unui sistem de transport.

Linia generală urmată în această lucrare este aceea de stabilire prin simulare numerică a nivelului solicitărilor izolației determinate de supratensiunile interne ce apar în cadrul unui ciclu RAR și de evidențiere a diferențelor care apar față de solicitările provocate de alte regimuri de comutație.

Pentru început autoarea a urmărit efectuarea unei analize aprofundate asupra procesului de reanclanșare automată rapidă a LEA. Pentru toate etapele acestui proces, s-a încercat punerea în evidență a stadiului actual și preocupărilor existente în aprecierea valorilor supratensiunilor interne. Parcurgerea materialului bibliografic a urmărit sublinierea, pentru multitudinea fenomenelor tranzitorii care apar în cadrul unui ciclu RAR, a situațiilor celor mai dezavantajoase și care conduc la valori ale supratensiunilor periculoase pentru echipamentele de sistem.

Atenția specialiștilor a fost îndreptată înspre determinarea cât mai exactă a supratensiunilor ce apar la conectarea, deconectarea și respectiv reconectarea LEA, ca fenomene separate. În cadrul lucrării s-au analizat aceste fenomene tranzitorii în înălțuirea lor temporală: natura avariei, deconectarea LEA la ambele capete, pauza RAR, reconectarea LEA la ambele capete. De asemenea s-a încercat sintetizarea pe baza materialului bibliografic consultat a principalilor parametri care influențează supratensiunile în cadrul unui ciclu RAR: structura sursei de alimentare, lungimea liniei, compensarea transversală,

dispersia la închiderea polilor întreruptorului.

Pentru determinarea prin simulare numerică a supratensiunilor de comutație modelul matematic al LEA are o importanță deosebită. Utilizarea celor mai exacte metode de calcul al supratensiunilor de cele mai multe ori nu e justificată din punct de vedere tehnic datorită limitărilor cauzate de necunoașterea datelor sistemului studiat sau economic datorită timpului de calcul ridicat. Metoda aleasă trebuie să satisfacă cerințele particulare ridicate de problema studiată. În cadrul lucrării de față au fost comparate mai multe metode matematice pentru calcul supratensiunilor interne pe LEA și s-au elaborat două programe de calcul proprii. Programele proprii au fost utilizate, alături de varianta EMTP-MicroTran<sup>®</sup> pentru determinare supratensiunilor care apar în cazul RARM și RART, respectiv pentru punerea în evidență a influenței diferiților parametri asupra valorilor acestor supratensiuni.

Complexitatea și elasticitatea programelor de calcul elaborate și utilizate de autoare au permis abordarea unor regimuri diferite și des întâlnite în funcționarea LEA cu referire la RARM și respectiv RART. S-au fundamentat astfel concluzii calitative cu directă aplicabilitate în exploatarea și conducerea sistemului electroenergetic privind îndeosebi influența prezenței unor instalații auxiliare cu parametri modificabili (întreruptoare cu rezistență de inserție, reactoare de compensare, descărcătoare cu rezistență variabilă).

O sinteză a concluziilor principale ale lucrării, enumerate pe categorii de probleme studiate este dată în continuare.

### **6.1. Modelarea matematică a LEA și metodele de calcul al supratensiunilor**

În cadrul acestui capitol au fost elaborate două modele matematice pentru linia electrică în gol sau cu element terminal neliniar, rezistiv sau inductiv. Metodele au fost alese pe criteriul îndeplinirii condițiilor optime pentru simularea numerică a supratensiunilor pe LEA.

Analizând modelul matematic bazat pe transformata Laplace, respectiv pe metoda undelor călătoare, prezentate comparativ raportat la timpul de calcul solicitat, precizia oferită, respectiv domeniul de aplicare se pot face următoarele observații:

- modelul matematic bazat pe rezolvarea ecuațiilor liniilor lungi prin metoda transformatei Laplace oferă o soluție riguroasă în cazul liniei electrice singulare, incluzând un element terminal neliniar. Probleme în cazul aplicării transformatei Laplace apar în principal la

transformarea inversă pentru obținerea soluției în domeniul timpului. În cazurile simple soluția se poate găsi în forma funcțiilor tabelate (funcția de timp - corespondența prin intermediul transformării Laplace). Descompunerea în fracții simple poate conduce la apariția unor termeni ai căror originale pot fi găsite tot în tabele. Uneori se poate folosi teorema reziduurilor sau aproximarea prin șiruri. Dezvoltarea acestui model pentru un sistem mai extins ridică dificultăți mari în ceea ce privește transformata inversă în domeniul timpului. Prin luarea în considerare a dependenței de frecvență a parametrilor liniei precizia simulării crește foarte mult. Cazul LEA în gol este dezvoltat apoi în situația existenței unui element terminal de tip rezistență constantă și mai departe de tip neliniar. În cazul elementului neliniar, liniarizarea caracteristicii acestuia și rezolvarea sistemului LEA-element neliniar se face pe baza unui algoritm de determinare prin tatonări succesive a punctului de funcționare. Evitându-se integrarea numerică pentru obținerea funcției de răspuns tranzitoriu în domeniul timpului, metoda rămâne competitivă din punct de vedere al timpului de calcul solicitat. Modelul matematic se adaptează foarte bine studierii influenței diferiților parametri ai liniei electrice asupra nivelului supratensiunilor care apar în cadrul unui ciclu RAR.<sup>4</sup>

- metoda undelor directe și reflectate poate fi aplicată atât în cazul schemelor ce cuprind numai elemente cu parametri distribuiți, cât și în cazul schemelor ce conțin pe lângă acestea și elemente cu parametri concentrați, înlocuind elementele cu parametri concentrați prin elemente cu parametri distribuiți. Pentru evidențierea dependenței de frecvență a parametrilor liniei se poate combina cu metoda transformatei Fourier. Metoda transformatei Fourier se pretează în mod deosebit la sisteme foarte atenuate, de exemplu sistemul modului de propagare 0 (prin pământ) pentru LEA. În acest caz integrandul transformatei inverse în domeniul timpului converge rapid cu creșterea frecvenței și limita superioară în frecvență până la care trebuie făcută integrarea este relativ mică. De asemenea fenomenul de pseudooscilații (oscilații Gibbs) care apar în cazul transformării inverse Fourier este mai puțin pregnant. Pentru sisteme de propagare slab atenuate (modurile de propagare aeriene  $\alpha$  și  $\beta$ ), integrandul din integrala Fourier converge foarte greu și limita superioară în frecvență până la care trebuie făcută integrarea crește mult. Impunând o precizie de calcul ridicată determinarea funcției de răspuns tranzitoriu prin rezolvarea numerică a inversei transformatei Fourier necesită un timp de calcul foarte mare. Compromisul se face în detrimentul calității rezultatelor simulării.
- Programul de calcul MicroTran<sup>®</sup> oferind posibilitatea simulării în sisteme mai extinse se adaptează foarte bine studierii influenței pe care o au parametrii sistemului electroenergetic

aupra supratensiunilor care apar pe LEA în cadrul ciclului RAR.

- pentru punerea în evidență a avantajelor și respectiv dezavantajelor unui model față de celelalte s-a făcut o comparație între modul de reprezentare a parametrilor LEA în cazul metodei transformatei Laplace și varianta EMTP-MicroTran<sup>®</sup>. Analiza comparativă s-a făcut pe domenii de frecvență, respectiv pentru frecvențe joase au fost luate în comparație și valori experimentale ale parametrilor LEA. Pentru cazul reprezentării în transformată Laplace a impedanței de undă au fost considerate și analizate două relații analitice simplificate pentru impedanța de undă, componenta 0.

Contribuțiile autoarei referitor la modelarea matematică a LEA pentru calculul supratensiunilor sunt:

- ◆ fundamentarea unei concepții proprii și unitare privind modalitățile analitice concrete de calcul al supratensiunilor, concepție rezultată din compararea critică a modelelor unanim acceptate în literatura de specialitate.
- ◆ dezvoltarea de modele proprii pentru calculul supratensiunilor pe LEA cu eficiență mărită pentru cazurile concrete abordate, eficiență ce se referă atât la acuratețea modelelor matematice cât și la accesibilitatea utilizării lor directe.
- ◆ conceperea unui model matematic pentru calculul supratensiunilor la conectarea LEA bazat pe transformata Laplace, pentru cazul LEA în gol, respectiv LEA cu element terminal de tip rezistență liniară sau element terminal cu caracteristică neliniară (DRV sau bobină de reactanță).
- ◆ elaborarea unui model matematic pentru calculul supratensiunilor la conectarea LEA bazat pe metoda undelor călătoare, incluzând reprezentarea dependenței de frecvență a impedanței de undă folosind transformata Fourier.
- ◆ realizarea pe baza celor două modele a unui pachet de programe de calcul al supratensiunilor pe LEA, "Laplace" și "Fourier". Aplicația are caracter conversațional, fiind realizată în mediul de programare MATLAB, cu suprafață grafică pentru utilizator. Fiind ușor de abordat de către energeticieni, pachetul de programe și-a demonstrat utilitatea în activitatea didactică de formare a viitorilor specialiști în domeniu, având avantajul accesibilității față de caracterul auster al formei actuale a programului MicroTran<sup>®</sup>.
- ◆ dezvoltarea unui model matematic pentru calculul supratensiunilor de comutație pe LEA utilizând programul standard în domeniul regimurilor tranzitorii EMTP, varianta

MicroTran<sup>®</sup>.

- ◆ includerea în pachetele de programe proprii a algoritmilor de determinare a numerelor aleatorii uniform repartizate pentru alegerea unghiului inițial de conectare a sursei precum și de generarea de numere aleatorii repartizate după o lege de distribuție normală, cu media și abaterea standard fixate, pentru alegerea momentelor de conectare retardată a polilor întreruptorului.
- ◆ punerea în evidență a dependenței de frecvență a impedanței de undă a LEA, în cazul modelului Laplace comparativ cu programul MicroTran<sup>®</sup>, pe baza analizei pe domenii de frecvență a modului în care expresiile analitice ale parametrilor lineici oglindesc comportarea în timp a acestora.

## **6.2. Reanclanșarea automată rapidă monofazată**

În cadrul unui ciclu RARM au fost studiate diferitele tipuri de fenomene tranzitorii ce apar, conform înlănțuirii lor temporale. S-a analizat o categorie importantă de supratensiuni temporare, cele de regim nesimetric, datorate apariției unui scurtcircuit monofazat și cele generate de separarea bruscă de sarcină. S-au efectuat calcule de determinare a influenței parametrilor rețelei și ai LEA asupra valorilor coeficientului de supratensiune.

Pentru curentul prin arc electric rezidual și tensiunea de restabilire, principalele mărimi de interes în stabilirea valorii pauzei RARM, au fost stabilite relații de calcul detaliate și a fost determinată influența parametrilor LEA și ai rețelei asupra valorilor acestor două mărimi.

Pentru identificarea metodelor de limitare a valorii coeficientului de supratensiune la reconectarea monofazată a LEA s-a studiat influența compensării transversale, fazei tensiunii sursei în momentul conectării, a sarcinii și a rezistoarelor de preinserție asupra acestuia. A fost analizat de asemenea cazul reconectării monofazate a LEA în situația persistenței defectului.

Situațiile concrete au fost abordate pentru nivelele de tensiune de 400 kV și 750 kV și configurații ale stâlpilor coprespunzătoare rețelelor existente în țara noastră.

Analiza unui număr mare de rezultate, obținute prin simulări numerice pe baza

modelărilor matematice prezentate în cadrul capitolului 4, conduce la următoarele concluzii:

- în urma unui scurtcircuit monofazat, coeficientul de supratensiune pe fazele sănătoase depinde de topologia rețelei, prin raportul reactanțelor de secvență homopolară și respectiv directă la locul de defect. În aceste condiții se poate găsi o valoare de optim, pentru care coeficientul de supratensiune să fie minim, chiar în cazul variației puterii de scurtcircuit a sistemului sursă.
- la creșterea lungimii LEA se înregistrează și o creștere a coeficientului de supratensiune, respectiv situația cea mai dezavantajoasă se înregistrează atunci când locul de scurtcircuit este la capătul în gol al LEA.
- cele mai mari valori ale coeficientului de supratensiune se obțin în cazul scurtcircuitelor monofazate care conduc la separarea bruscă de sarcină. Amplitudinea supratensiunii la deconectarea bruscă a sarcinii este cu atât mai mare cu cât linia este mai lungă, cu cât sarcina care se separă este mai mare și cu cât puterea de scurtcircuit a sistemului de alimentare este mai mică.
- curentul secundar de arc și tensiunea de restabilire se modifică în funcție de poziția relativă a locului de scurtcircuit pe linie. Pentru cazul LEA cu regimuri de funcționare mult diferite din punct de vedere al încărcării, se recomandă pentru regimurile extreme determinarea acestor mărimi la începutul și sfârșitul liniei.
- modificarea geometriei stâlpului, a modului de realizare a conductorului de fază și a numărului conductoarelor de protecție influențează considerabil curentul secundar de arc și tensiunea de restabilire.
- admițând limita maximă de 60 A ca valoare a curentului rezidual de arc pentru care stingerea acestuia poate fi considerată sigură, se poate stabili lungimea maximă a tronsonului LEA pe care se poate aplica RARM.
- în cazul LEA cu compensare transversală, reducerea valorii curentului secundar de arc și tensiunii de restabilire se face prin tratarea corespunzătoare a punctului neutru al bobinelor de compensare cu o reactanță capacitivă sau inductivă în funcție de gradul de compensare.
- diferențele între valorile obținute pentru pauza RARM determinată în funcție de curentul secundar de arc și respectiv funcție de acesta și de tensiunea de restabilire sunt mai accentuate pentru stâlpi de tip portal.
- coeficientul de supratensiune la reconectarea monofazată a LEA scade odată cu creșterea gradului de compensare a liniei. Scăderea este mai accentuată în situația în care bobinele

de reactanță au neutrul tratat printr-o reactanță inductivă sau capacitivă.

- valorile maxime ale coeficientului de supratensiune la reconectarea monofazată a LEA în gol depășesc valoarea de 1,7 u.r. cu o probabilitate de 10%, în situațiile în care în momentul conectării tensiunea sursei și tensiunea indusă au valori opuse. Tensiunile pe fazele sănătoase se situează în intervalul 1,1-1,3 u.r.
- valorile coeficientului de supratensiune la reconectarea monofazată a LEA cresc odată cu creșterea sarcinii de la capătul liniei.
- în cazul în care întreruptorul este prevăzut cu rezistoare de preinserție, valoarea optimă a rezistorului de preinserție la reconectarea monofazată a LEA se situează în intervalul  $(1-1,5)Z_c$  unde  $Z_c$  reprezintă impedanța de undă a liniei iar durată optimă de menținere în circuit a rezistorului se situează în jurul a 10 ms.
- influența rezistenței arcului asupra valorii curentului rezidual de arc este foarte mică, chiar și la lungimi mai mari ale LEA.
- în situația reconectării monofazate peste defect, cu o probabilitate foarte mare (peste 30%) coeficientul de supratensiune ia valori mai mari decât 2 u.r.

Contribuțiile autoarei relativ la reanclanșarea automată rapidă monofazată sunt:

- ◆ conceperea modelelor matematice pentru calculul supratensiunilor temporare datorate scurtcircuitului monofazat și datorate descărcării de sarcină.
- ◆ stabilirea influenței pe care o au parametrii rețelei asupra coeficientului de supratensiune la scurtcircuit monofazat prin simulări cu programul MicroTran<sup>®</sup>.
- ◆ elaborarea modelelor matematice pentru calculul curentului rezidual de arc și a tensiunii de restabilire și evidențierea influenței locului de scurtcircuit, a geometriei și lungimii LEA, a rezistenței arcului și a compensării longitudinale asupra acestor două mărimi.
- ◆ stabilirea pauzei RARM, prin relații analitice în funcție de curentul rezidual de arc și tensiunea de restabilire.
- ◆ conceperea modelului matematic de reconectare monofazată a unei LEA trifazate, cu sau fără compensare transversală și realizarea simulării acestui fenomen tranzitoriu cu programul MicroTran<sup>®</sup>.
- ◆ stabilirea influenței diferiților parametri ai LEA și ai rețelei asupra coeficientului de supratensiune la reconectarea monofazată, în condițiile în care acest tip de reanclanșare este utilizat cu o frecvență mare în rețelele de înaltă tensiune și problematica aceasta este



de strictă actualitate.

### **6.3. Reanclanșarea automată rapidă trifazată**

Indiferent de tipul de defect, în cazul RART linia este deconectată de la ambele capete. Determinarea pauzei RART înseamnă de fapt găsirea valorii optime care să fie suficient de scurtă pentru a se menține condițiile de stabilitate, respectiv suficient de lungă pentru a se asigura refacerea izolației la locul de defect.

Simulările cazurilor de reanclanșare trifazată a LEA, în gol și cu sarcină sarcină remanentă au fost efectuate cu ajutorul programului propriu "Laplace" cât și cu programul MicroTran<sup>®</sup>.

Pentru punerea în evidență a metodelor de reducere a supratensiunilor la reconectarea trifazată a LEA a fost studiată influența închiderii nesimultane a contactelor întreruptorului, a reactoarelor de compensare transversală și a rezistoarelor de preinsertie, atât pentru LEA în gol cât și pentru LEA cu sarcină remanentă.

S-a determinat în cadrul regimului de reconectare trifazată a LEA cu sarcină remanentă influența descărcătorului cu rezistență variabilă, de tip clasic sau cu oxizi metalici. Simularea numerică a cazului LEA cu element terminal tip DRV clasic s-a făcut printr-un algoritm de liniarizare pe porțiuni a caracteristicii elementului nelinier și aplicare a metodei compensației. Pentru descărcătorul cu oxizi metalici, caracteristica elementului nelinier este dată sub formă analitică și pentru rezolvarea numerică a sistemului linier cu ramura neliniară se aplică un algoritm Newton-Raphson.

Examinarea rezultatelor obținute în urma simulărilor numerice prezentate în cadrul lucrării determină următoarele concluzii:

- pauza RART se poate stabili în funcție de nivelul tensiunii nominale a LEA sau impunând un coeficient de supratensiune admis, condiție care se aplică în special în cazul LEA cu compensare transversală.
- în situația reanclanșării trifazate a LEA în gol, închiderea nesimultană a contactelor întreruptorului determină modificări ale formelor de undă ale tensiunilor pe cele trei faze, la capătul LEA și diferențe ale valorilor maxime.
- coeficientul de corelație liniară între valoarea coeficientului de supratensiune și întârzierea la închidere a contactelor întreruptorului ia valori ridicate (0,95-0,96).

- influența pozitivă a compensării transversale a LEA asupra coeficientului de supratensiune la reconectare se regăsește atât în situația închiderii simultane a contactelor întreruptorului, cât și în situația conectării nesimultane. Coeficientul de corelație liniară dintre coeficientul de supratensiune și întârzierea la închiderea contactelor întreruptorului este situat în intervalul 0,972-0,992.
- în funcție de valoarea rezistorului de preinserție, valoarea maximă a coeficientului de supratensiune la reconectarea trifazată a LEA se înregistrează în timpul primului proces tranzitoriu, după închiderea contactelor auxiliare sau în timpul celui de-al doilea proces tranzitoriu, după scoaterea din circuit a rezistorului de preinserție și închiderea contactelor principale ale întreruptorului.
- valoarea optimă a rezistorului de preinserție la reconectarea LEA în gol se situează în intervalul  $(0,6-0,8)Z_c$  iar durata de menținere în circuit a acestuia 6-10 ms.
- descărcarea sarcinii remanente depinde esențial de condițiile meteorologice, putând fi influențată de prezența rezistoarelor de șuntare la întreruptoare sau a transformatoarelor de tensiune electromagnetice.
- influența compensării transversale a liniei asupra coeficientului de supratensiune la reconectarea trifazată a LEA cu sarcină remanentă este mai mică decât în cazul LEA neîncărcată.
- descărcarea sarcinii remanente a LEA prevăzută cu bobine de compensare reprezintă un proces oscilant amortizat, cu frecvența de oscilație apropiată de frecvența industrială dar mai mică.
- valoarea coeficientului de supratensiune la capătul îndepărtat al LEA în cazul reconectării LEA cu compensare în prezența sarcinii remanente depinde foarte mult de momentul conectării. Probabilitatea de apariție a unor valori mari pentru coeficientul de supratensiune este ridicată, procesul de conectare având un pronunțat caracter aleatoriu.
- valoarea optimă a rezistorului de preinserție pentru cazul reconectării trifazate a LEA cu sarcină remanentă se situează în intervalul  $(1-1,5)Z_c$  iar durata de menținere în circuit a acestuia 6-10 ms.
- condiții de amorsare a DRV apar la capătul îndepărtat al LEA în situația reconectării trifazate a LEA cu sarcină remanentă.
- odată cu creșterea lungimii LEA apar condiții pentru amorsări repetate, atât ale DRV cât și ale DOM.
- odată cu creșterea lungimii LEA se înregistrează și creșterea curentului prin descărcător,

atât la nivelul de tensiune de 400 kV cât și la 750 kV, cu o influență mai mare pentru DRV de tip clasic,

Contribuțiile autoarei în domeniul supratensiunilor în cazul reanclanșării automate rapide trifazate sunt:

- ◆ stabilirea pauzei RART prin relații analitice de calcul.
- ◆ conceperea modelelor matematice pentru regimurile tranzitorii de conectare a LEA în gol și cu sarcină remanentă.
- ◆ simularea cu programul “Laplace” a regimului de reconectare trifazată a LEA în gol respectiv cu programul MicroTran® a regimului de reconectare a LEA trifazată în prezența unei sarcini electrice reziduale.
- ◆ determinarea influenței închiderii nesincrone a contactelor întreruptorului, a reactoarelor de compensare și a rezistoarelor de preinserție asupra coeficientului de supratensiune la reconectarea trifazată a LEA în gol și respectiv LEA cu sarcină remanentă.
- ◆ simularea numerică a reconectării trifazate a LEA cu sarcină remanentă și element terminal DRV de tip clasic sau cu oxizi metalici, evidențiind solicitările la care este supus DRV.

## Bibliografie

1. Adămuț, A.: Metode analogice de rezolvare a ecuațiilor telegrafistilor generalizate de ordinul unu, Studii și cercetări în energetică și electrotehnică, tom 19, nr. 2, 1965, pg. 357-374.
2. Alexandrov, G.N., ș.a.: Proiectarea liniilor electrice de foarte înaltă tensiune, Ed. Tehnică, București, 1989.
3. Alvinsson, R.: Synchronised switching of hv circuit-breakers, Power Technology International 1990, Sterling Publications, 1990, pg. 93-96.
4. Artemiov, D.E., Șir, C.C.: Investigarea supratensiunilor și măsurarea parametrilor liniei de înaltă tensiune Volgskaja V.I. Lenin - Moskova, Ed. GEI, Moscova 1958, pg. 438-446.
5. Baltensperger, P.A., Djurdjevici, P.: Damping of switching overvoltages în EHV networks- new economic aspects and solutions, IEEE Trans. on PAS, nr. 7, 1969, pg. 1017-1027.
6. Battisson, M.J.: Calculation of switching phenomena in power systems, Proc. IEEE, vol. 114, nr. 4, 1967, pg. 478-486.
7. Beehler, J.E.: Weather, Corona and the decay of trapped energy on transmission lines, IEEE Trans on PAS, nr. 83, mai 1964, pg. 512-519.
8. Bertschinger, A.: Über die Simulation von Schaltüberspannungen auf dem Netzmodell unter besonderer Berücksichtigung der Leitungsnachbildung, Teză de doctorat, ETH Zürich, 1981.
9. Bickford, J.P., Doepel, P.S.: Calculation of switching transients with particular reference to line energisation, Proceedings of The IEE, Vol. 114, 1967, pg. 465-477.
10. Bickford, J.P., Mullineux, N., Reed, J.R.: Computation of power system transients, IEE Monograph Series, Peter Peregrinus Ltd., 1976.
11. Borgonovo, G., ș.a.: Phase-to-phase overvoltages in a UHV system caused by fault clearing operations, Raport CIGRE WG 33-02, Internal Overvoltages, Erlangen, 1977.
12. Buta, A.: Transportul și distribuția energiei electrice, Lito IPTVT, 1991.
13. Butkevici, G., V.: Dugovii protesi pri komutatii elektriceskih tepei, Ed. Energia, Moscova, 1973.
14. CIGRE-WG.05: The calculation of switching surges I, A comparison of transient network analyser results, Electra nr. 19, 1971, pg. 67-78.
15. CIGRE-WG.05: The calculation of switching surges II, Network representation for energisation and re-energisation studies on lines fed by inductive source, Electra nr. 32, 1974, pg. 17-42.

16. CIGRE-WG.05: The calculation of switching surges III, Transmission line representation for energisation and re-energisation studies with complex feeding networks, *Electra* nr. 62, 1979, pg. 45-78.
17. Clerici, A., Rückstuhl, G., Vian, A.: Influence of reactors on switching surges, *IEEE Trans. on PAS*, nr. 8, 1970, pg. 1727-1736.
18. Crespo, F.: Phase-to-ground and phase-to-phase overvoltages measured during field tests in two different lines, *Raport CIGRE WG 33-02, Internal Overvoltages*, Erlangen, 1977.
19. Cristescu, D., Olah, R.: *Supratensiuni și izolația rețelelor electrice*, Ed. Didactică și pedagogică, București, 1983.
20. Crstici, B., ș.a.: *Matematici speciale*, Ed. Didactică și Pedagogică, București, 1981.
21. Dmohovskaia, L.F.: *Injenierie rasceti vnuttrnih perenapriajenii v elektroperedaciiah*, Ed. Energhia, Moskva, 1972.
22. Dommel, H.W.: *EMTP Theory Book, Microtran Power System Analysis Corporation*, Vancouver, 1992.
23. Drăgan, G., ș.a.: *Supratensiuni interne în sistemele electroenergetice*, Ed. Tehnică, București, 1975.
24. Drăgan, G.: *Supratensiuni atmosferice în instalații electroenergetice*, Ed. Academiei Române, București, 1992.
25. Dubanton, C., Gervais, G.: Validation des methodes analogique ou numeriques de predetermination des surtensions d'enclenchement par des essais en reseau H.T., *Revue General d'Electricite*, tom 81, nr. 1, 1972.
26. Dubanton, C., Gervais, G.: Validation des methodes analogiques ou numeriques de predetermination des surtensions d'enclenchement, *RGE*, tom 81, nr. 1, 1972.
27. Enache, R.: *Aspecte statistice ale coordonării izolației liniilor electrice*, Ed. Tehnică, București, 1983.
28. Erche, M.: Evaluation guide for phase-to-phase and phase-to-ground overvoltage factors, *CIGRE, WG 33-02, Internal overvoltages*, Erlangen, 1977.
29. Fabritius, L.: *Vergleichende Untersuchung ueber die einpolige und dreipolige Kurzunterbrechung in Drehstromnetzen*, Teză de doctorat, T.U. Berlin, 1977.
30. Fette, M., Voss, J., Oprea, L., Velicescu C.: Modelling and simulation of high-voltage transmission lines with frequency dependent parameters, *SIMULATION PRACTICE AND THEORY*, International Journal of the Federation of European Simulation Societies, Elsevier Science, Amsterdam, în curs de publicare.
31. Fette, M., Voss, J., Oprea, L., Velicescu C.: Modelling and simulation of high-

- voltage transmission lines, Proceedings of the 1995 EUROSIM Conference, EUROSIM '95, Vienna, Elsevier Science Publishers, pg. 723-728.
32. Fukunishi, M. ș.a.: Laboratory study on dead time of high speed reclosing of 500 kV systems, CIGRE WG 31-03, 1970.
  33. Gavrițaș, N., Olah, R., Gușă, M.: Tehnica tensiunilor înalte, Iași, 1975.
  34. Gerhardt, H.H.: Ein Beitrag zur digitalen Berechnung transienster Vorgänge in Hochspannungs-Drehstromnetzen, unter besonderer Berücksichtigung der Nachbildung von Freileitungen, Spulen und Transformatoren, Teză de doctorat, T.U. Berlin, 1985.
  35. Glavitch, H.: Stabilität und betriebsfrequente Spannungserhöhung in Höchstspannungsnetzen 500 bis 700 kV, VDE-Fachbericht, Band 23, 1964.
  36. Goda, Y., ș.a.: Insulation recovery time after fault arc interruption for rapid auto-reclosing on UHV (1000 kV class) transmissions lines, IEEE Trans. on Power Delivery, vol. 10, nr. 2, 1995, pg. 1060- 1064.
  37. Golovanov, N.: Supratensiuni la conectarea liniilor de transport de energie electrică, Teză de doctorat, I.P. București, 1975.
  38. Groschupf, E.: Simulation transienster Vorgänge auf Leitungssystemen der Hochspannungs Gleichstrom- und Drehstrom-Übertragung, Teză de doctorat, T.H. Darmstadt, 1975.
  39. Happoldt, H., Oeding, D.: Elektrische Kraftwerke und Netze, Springer-Verlag, Berlin, 1978.
  40. Haubrich, H.J.: Einpolige Kurzunterbrechung in Höchstspannungsnetzen 500 kV-1500 kV, Teză de doctorat, T.H. Darmstadt, 1971.
  41. Hedman, D.E.: Theoretical evaluation of multiphase propagation, IEEE Trans. on PAS, vol. 90, 1971, pag. 2460-2468.
  42. Hoy, C.: Transiente und stationäre Vorgänge auf Mehrleitersystemen mit frequenzabhängigen Parametern, Teză de doctorat, T.U. Dresden, 1980.
  43. ICEMENERG: Analize și probe speciale tehnologice privind punerea în funcțiune a stației și liniei de 750 kV, protocol contract de cercetare, 1986.
  44. ICEMENERG: Determinarea prin probe și măsurători a supratensiunilor în rețeaua de 750 kV. Stabilirea regimurilor admisibile de exploatare, protocol contract de cercetare, 1986.
  45. ICEMENERG: Stabilirea condițiilor de funcționare a liniilor de interconexiune de 750 kV din punct de vedere al supratensiunilor interne, protocol contract de cercetare, 1985.
  46. IEEE Committee Report: Single phase tripping and autoreclosing of transmission

- lines, IEEE Trans. on PD, vol.7, 1992, pg. 182-192.
47. IEEE Working Group: Switching surges- control and reduction on ac transmission lines, IEEE Trans. on PAS, vol. 101, 1982, pg. 2694-2702.
48. Joeger J.C., Newstead G.H.: Introducere în teoria transformatei Laplace cu aplicații în tehnică, Ed. Tehnică, București,1971.
49. Johns, A.T., ș.a.: "Improved techniques for modelling fault arcs on faulted EHV transmission systems", Proc. IEE C, nr. 141(2), 1994, pg. 148-154.
50. Johns, A.T., ș.a.: Developments in the simulation of long-distance single-pole-switched EHV systems, Proc. IEE C, nr. 131(2), 1984, pg. 67-77.
51. Johns, A.T., ș.a.: Digital simulation of EHV systems under secondary arcing conditions associated with single-pole autoreclosure, Proc. IEE-C, nr. 129(2), 1982, pg. 49-58.
52. Katsuri, I.: Possible reduction of insulation levels in India, Kolloquium CIGRE- -WG 33, Tokyo, 1987.
53. Kimbark, E.W., Legate, A.C.: Fault surge versus surge, a study of transient overvoltages by line to ground fault, IEEE Trans. on PAS, vol. 87, nr. 9, 1969, pg. 1762-1769.
54. Le Roy, G.: Statistical evaluation of phase-to-phase closing and reclosing overvoltages on a typical french 400 kV network, Raport CIGRE WG 33-02, Internal Overvoltages, Erlangen, 1977.
55. Legate, A., ș.a.: Limitation of phase-to-phase and phase-to-ground switching surges field tests in Boneville Power Administration 550 kV system, Raport CIGRE, 1976.
56. Magnusson, Ph.: Prediction of surge response of a symmetrically excited three-phase line, and comparison with experimental results, IEEE Trans on PAS, vol. 94, nr.2, 1975.
57. Magnusson, Ph.: Step-function response of a line with ground return. Empirical asymptotic approximations for impedance, IEEE Trans on PAS, vol. 61, nr.2, 1972.
58. MicroTran<sup>®</sup> Reference Manual, Microtran Power System Analysis Corporation, Vancouver, 1992.
59. Negru, V., Pop, E.: Proiectarea unui model fizic al LEA de transport, Referat intern, Catedra de Electroenergetică, IPTVT 1969.
60. Negru,V.: Tehnica tensiunilor -Supratensiuni interne, Lito UTT, Timisoara, 1993.
61. Negru,V.: Tehnica tensiunilor inalte-Supratensiuni atmosferice, Lito IPTVT, Timișoara, 1982.
62. Nemeș, M.: Analiza fenomenelor tranzitorii de comutație în rețele electrice cu

- elemente terminale de tip reactor transversal și autotransformator, Teză de doctorat, I.P.T.V. Timișoara, 1973.
63. Nemeș, M.: Sisteme electroenergetice, Lito IPTVT, Timișoara, 1990.
64. Oguz Soysal, A., Semlyen, A.: Reduced order transmission line modeling for improved efficiency in the calculation of electromagnetic transients, IEEE Transactions on Power Systems, vol. 9, nr. 3, 1994, pg. 1494-1498.
65. Oprea, L., Velicescu C.: Simulation of transients on high voltage transmission lines, SIMULATION PRACTICE AND THEORY, International Journal of the Federation of European Simulation Societies, Elsevier Science, Amsterdam, în curs de publicare.
66. Oprea, L., Velicescu, C.: Modelling Nonlinear Frequency Dependent Transmission Line for Electromagnetic Transients Studies in Power Systems, Proceedings of the 8<sup>th</sup> IEEE Mediterranean Electrotechnical Conference, Melecon'96, Bari, pg. 738-741.
67. Oprea, L., Velicescu, C.: Aplicație comparativă în calculul regimurilor tranzitorii ale liniilor electrice, Conferința de Electroenergetică, Timișoara 1994, Ed. Helicon Banat, pg. 678-687.
68. Oprea, L., Velicescu, C.: Simulation of transients on high-voltage transmission line with nonlinear termination, 12<sup>th</sup> Power System Computation Conference PSCC, Dresda, pg. 671-678.
69. Oprea, L.: Aspecte privind tensiunea de restabilire în prezența liniilor electrice lungi, Analele Univ. Oradea, 1994, Fascicola de Energetică, pg. 15-22.
70. Oprea, L.: Modalitate de aplicare a metodei Bewley la calculul supratensiunilor în sistemele electroenergetice, Analele Universității din Oradea, 1993, Fascicola de Energetică, pg. 241-246.
71. Oprea, L.: Modelarea matematică a liniei electrice aeriene pentru calculul supra-tensiunilor de comutație, Analele Univ. Oradea, 1996, Fascicola de Energetică, Lito Univ. Oradea, în curs de publicare.
72. Oswald, B., Siegmund, D.: Berechnung von Ausgleichsvorgängen in Elektroenergiesystemen, Deutscher Verlag für Grundstoffindustrie, Leipzig, 1991.
73. PC-MATLAB User's Guide, The MathWorks, Inc., Natick, 1993.
74. Pundt, H., Pietzsch, H.: Auswertung des Erdschlussgeschehens in den Netzen der DDR, Energietechnik 22, nr.3, 1972, pg. 118-124.
75. Razevig, D.V.: Tehnika visokih napriajenii, Energhia, Moscova, 1976.
76. Semlyen, A., Dăbuleanu, A.: A system approach to accurate switching transient calculations based on state variable component modelling, IEEE Trans. on PAS, vol. PAS-94, nr. 2, 1975, pg. 572- 577.



77. Semlyen, A., Dăbuleanu, A.: Fast and accurate switching transient calculations on transmission lines with ground return using recursive convolutions, IEEE Trans. on PAS, vol. PAS-94, nr. 2, 1975, pg. 561- 569.
78. Semlyen, A.: Contributions to the theory of calculation of electromagnetic transients on transmission lines with frequency dependent parameters, IEE Trans on PAS, vol. PAS-100, nr. 2, 1981, pg. 848-856.
79. Tuşaliu, P.: Tehnica tensiunilor înalte, Universitatea Craiova, 1991.
80. Thomas, R.: Untersuchung zur Brenndauer sekundaerer Lichtbogen bei einpoliger Kurzunterbrechung, Teză de doctorat, T.H. Darmstadt, 1975.
81. Tran, K.D., Robert, J.: Digital simulation and analysis of surges on polyphase transmission lines with earth return, IEEE Trans. on PAS, vol. 91, 1972, pg. 455-464.
82. Velicescu, C.: Contribuţii la calculul regimurilor tranzitorii ale liniilor electrice lungi cu parametri variabili, Teză de doctorat, IPTV Timişoara, 1985.
83. Welle, D.H., ş.a.: Parallel EHV untransposed transmission lines studied for overvoltages due to switching surges and resonance, IEEE Trans. on PAS, nr. 1, 1972, pg.190-194.
84. Zdravkovic, Z.S., ş.a.: Switching overvoltages and risk of flashover on Yugoslav 400 kV transmission lines, Proc. IEE-C, nr. 139(2), 1992, pg. 141-151.

## Anexa 1

### Ordinogramele programelor de calcul

Programul de calcul "Laplace", fig. 1. determină tensiunile la capătul terminal al unei LEA în următoarele regimuri de funcționare la alegerea utilizatorului:

- regimul de mers în gol al liniei.
- regimul de conectare peste un element neliniar.

Funcție de valoarea parametrilor lineici se pot calcula supratensiunile din cazurile enumerate cu sau fără considerarea efectului pelicular în conductoarele liniei și în prezența sau neglijarea proprietăților electrice ale pământului.

Meniurile grafice ale programului oferă posibilitatea utilizatorului de a modifica durata simulării, pasul de timp, tensiunea nominală a LEA, parametrii lineici, lungimea liniei, momentul conectării. Programul "Laplace" are înglobată opțiunea conectării simultane, în funcție de unghiul inițial al tensiunii sursei pe faza R și respectiv cea a conectării nesimultane, cu întâzieri controlate pe fazele S și T sau cu valori aleatoare. Legea de repartizare a valorilor timpilor reali de anclanșare în jurul valorilor medii s-a considerat ca fiind legea normală. Valorile aleatorii distribuite după legea normală sau uniformă sunt oferite de funcții ale mediului de programare MATLAB.

Efectuarea integralei Duhamel se realizează în cadrul programului principal. Rezolvarea ecuațiilor algebrice de grad superior se face cu ajutorul funcțiilor MATLAB.

Vizualizarea rezultatelor obținute se face sub formă grafică, în mai multe variante, utilizatorul având posibilitatea să opteze pentru forma dorită.

Programul de calcul "Fourier" fig.2 determină tensiunile la capătul terminal al unei LEA în gol, prin metoda undelor călătoare. Luarea în considerare a dependenței de frecvență a parametrilor lineici se face prin calcularea funcției de răspuns tranzitoriu cu ajutorul transformatei Fourier. Rezolvarea inversei transformatei Fourier se face printr-o cuadratură adaptiv- recursivă Newton-Cotes de ordinul 8, cu o eroare admisă între doi pași consecutivi de  $10^{-6}$ .

Determinarea supratensiunilor la conectarea LEA în gol se poate face ca și în cazul programului "Laplace" pentru situația conectării simultane sau nesimultane.

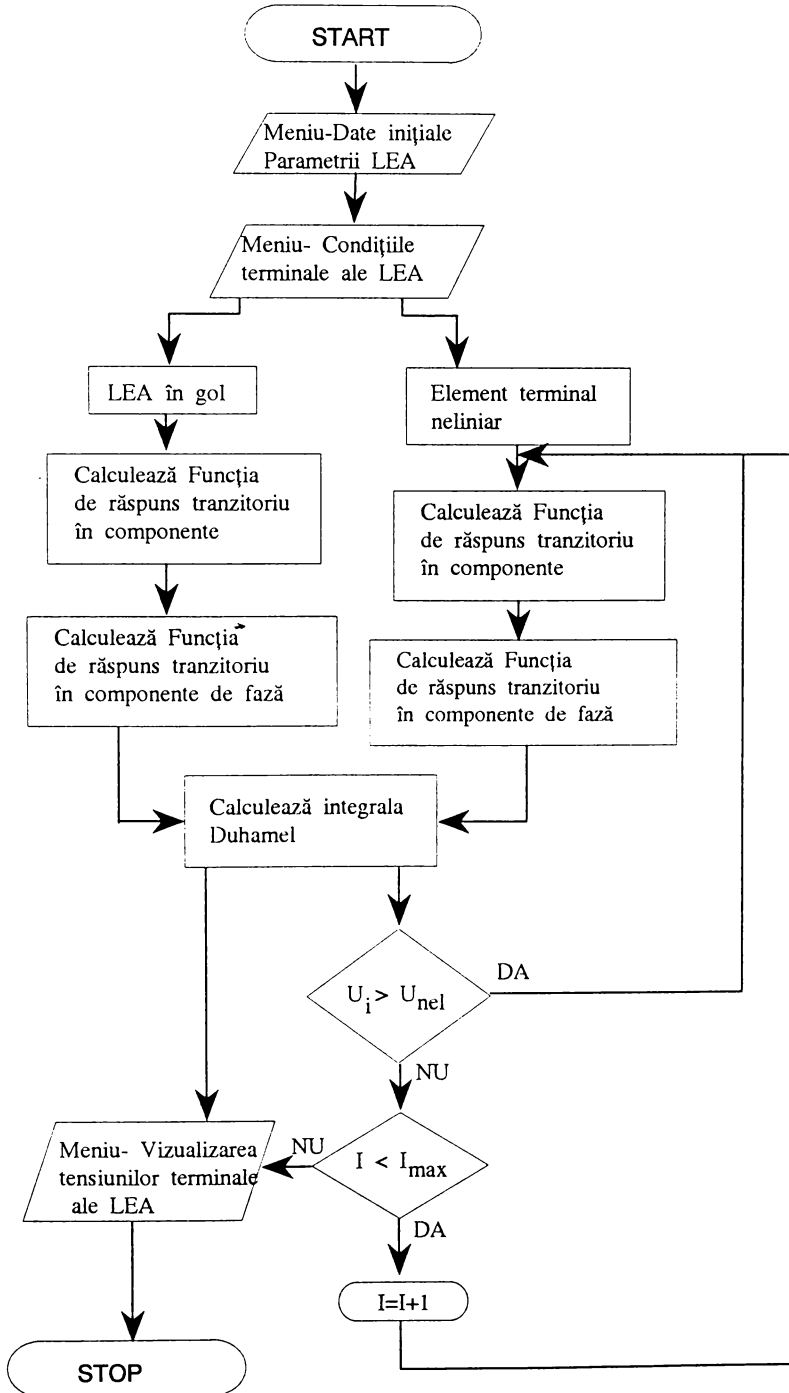


Fig. 1. Ordinograma principală a programului "Laplace"

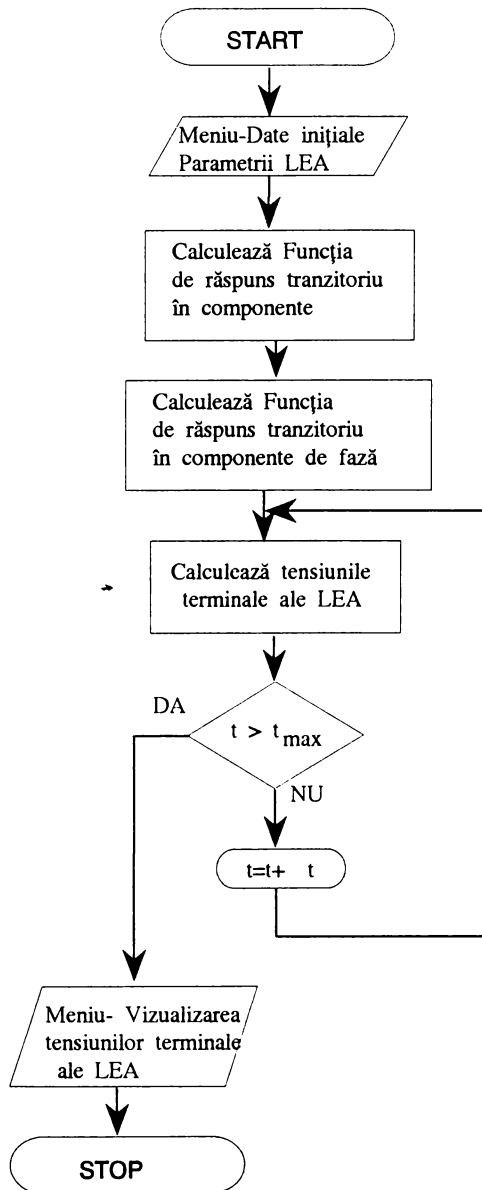


Fig. 2 Ordinograma principală a programului "Fourier"

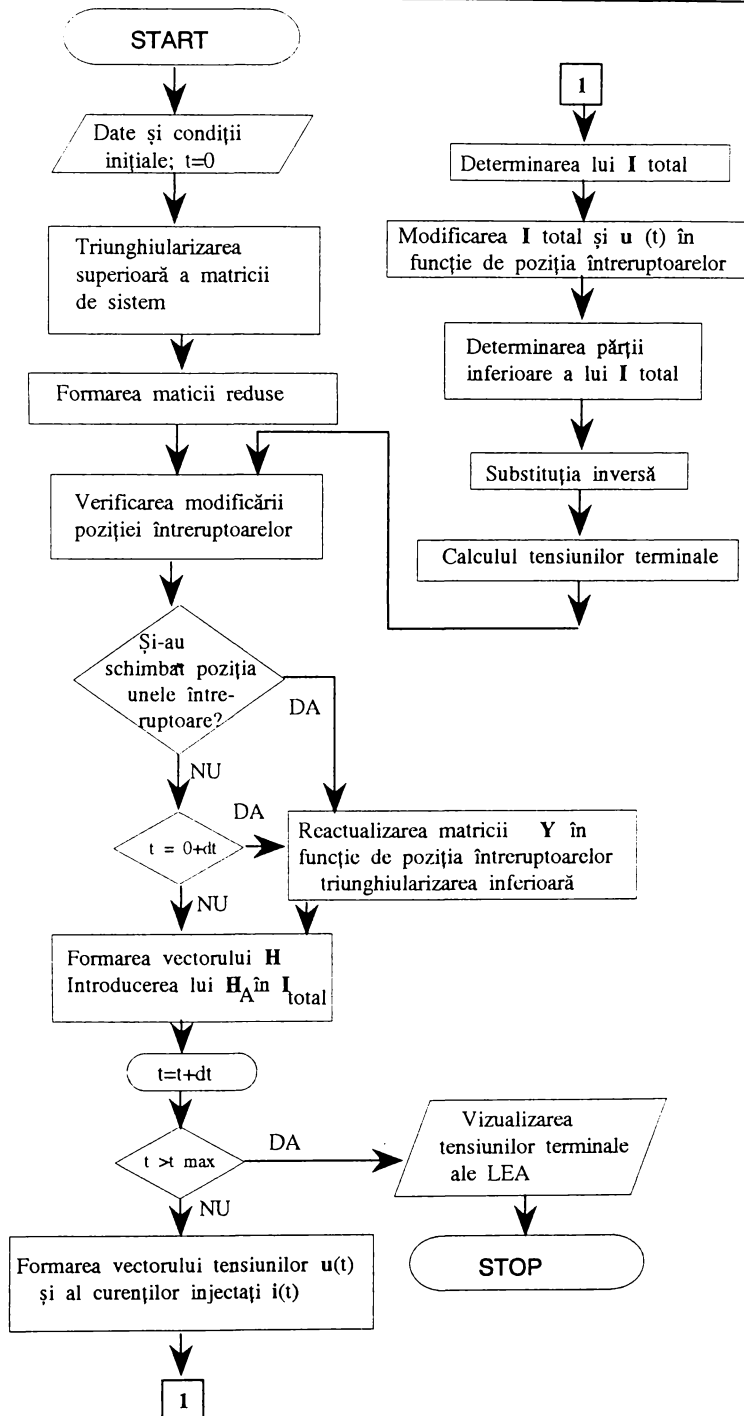


Fig. 3 Ordinograma de principiu a programului MicroTran®

Vizualizarea rezultatelor obținute se face de asemenea sub formă grafică, în varianta dorită de utilizator.

În fig. 3 este prezentată ordinograma de principiu a programului MicroTran<sup>®</sup>. Programul principal MT realizează simularea propriu-zisă. Reprezentarea grafică a rezultatelor obținute se face cu ajutorul programului MTPLOT. Preprocesarea datelor de intrare, situație neapărat necesară pentru reducerea timpului de simulare atunci când se studiază sisteme de mari dimensiuni, este realizată de programul MTDATA. Calculul parametrilor LEA cu ajutorul relațiilor lui Carson se face prin programul MTLINE.

Reprezentarea LEA cu parametrii dependenți de frecvență, sub forma cerută de programul principala este realizată cu ajutorul programului FDDATA.

## Anexa 2

### Exemple de fișiere date MTDATA - programul MicroTran

1. Fișier MTDATA- cazul reconectării trifazate LEA cu compensare transversală,  $U_n = 400$  kv, cu rezistor de preinsertie  $R = 250 \Omega$

```
C ..... Case identification card
                                     50.   0.
C ..... Time card
      .0001      .05
C
C ..... Lumped RLC branch
      IA   R1           125.
      IB   R2   IA   R1
      IC   R3   IA   R1
      RECA           1795.
      RECB           RECA
      RECC           RECA
C
C ..... Symmetric pi circuit
1   SA   IA           75.
2   SB   IB           37.5           75.
3   SC   IC           37.5           37.5
75.
C
C ..... Constant-parameters line
-1 SENDA RECA           14m50.pun 1-1 3
-2 SENDB RECB
-3 SENDC RECC
$ = = End of level 1: Linear and nonlinear elements = = = = =
= = = = =
C
C ..... Time-controlled switch
      IC SENDC      .02      1.
      IB SENDB      .02      1.
      IA SENDA      .02      1.
      R1 SENDA      .005      .02           125.
      R2 SENDB      .005      .02           125.
      R3 SENDC      .005      .02           125.
$ = = = End of level 2: Switches and piecewise linear elements =
= = = = =
C ..... Voltage or current sources
```

```

14      SA          1.          50.          90.
-1.
14      SB          1.          50.          -30.
-1.
14      SC          1.          50.          210.
-1.
$ = = = End of level 3: Sources = = = = =
= = = = =
C ..... Voltage-output nodes
      RECA RECB RECC
$ = = = End of level 4: User-defined voltage output = = = = =
= = = = =
$ = = = Level 5: End of data case = = = = =
= = = = =

```

2. Fișier MTDATA- cazul reconectării monofazate LEA  $U_n = 400 \text{ kV}$  peste defect,  $R_g = 1 \Omega$

```

C ..... Case identification card
      50.  0.
C
C ..... Time card
      5.E-5  .05
C
C ..... Lumped RLC branch
C ..... Symmetric pi circuit
  1  SA SENDA          26.66
  2  SB SENDB          10.66          26.66
  3  SC  IC           10.66          10.66
26.66
      PC1              1.
C
C ..... Constant-parameters line
-1 SENDA RECA          14m50.pun 1-1 3
-2 SENDB RECB
-3 SENDC RECC
$ = = End of level 1: Linear and nonlinear elements = = = = =
= = = = =
C ..... Time-controlled switch
      IC SENDC  0.015  1.
      RECC  PC1   -1.  1.
$ = = End of level 2: Switches and piecewise linear elements = =
= = = = =
C ..... Voltage or current sources

```



```

14      SA      1.      50.      80.
-1.
14      SB      1.      50.      -40.
-1.
14      SC      1.      50.      -160.
-1.
$ = = = End of level 3: Sources = = = = =
= = = = =
C ..... Voltage-output nodes
C
      RECC SENDC RECB RECA
$ = = = End of level 4: User-defined voltage output = = = = =
= = = = =
$ = = = Level 5: End of data case = = = = =
= = = = =

```

3. Fișier date MTDATA- cazul reînchegării trifazate LEA  $U_n = 400 \text{ kV}$  cu element terminal DOM, cu sarcină remanentă

```

* . . . . . Case identification card
drv04
0      0
*
* . . . . . Time card
      2.E-4      0.02
*
-1 SENDA RECA      141000.pun 1-1 3
-2 SENDB RECB
-3 SENDC RECC
92
11
      4.56E5      26.
      100.
9999999.
92      RECB      RECA
21
92      RECC      RECA
31

```

```

      SC SENDC      0.      1.
$ = = = End of level 2: Switches and piecewise linear elements =
= = = = = = =
*
*      .      .      . Voltage or current sources
14      SA      3.26E5      50.      0.
-1
14      SB      3.26E5      50.      -120.
-1
14      SC      3.26E5      50.      -240.
-1
$ = = = End of level 3: Sources = = = = = = = = = = = = = = =
= = = = = = =
2 SENDA      -3.26E5
2 RECA      -3.26E5
2 SENDB      3.26E5
2 RECB      3.26E5
2 SENDC      0.
2 RECC      → 0.
3 SENDA RECA
3 SENDB RECB
3 SENDC RECC
1      **** All voltages will be printed ****
$ = = = Level 5: End of data case = = = = = = = = = = = = = = =
= = = = = = =

```