

MINISTERUL EDUCATIEI SI INVATAMINTULUI
INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VUIA" TIMISOARA
FACULTATEA DE ELECTROTEHNICA

ING. KILYENI SERFAN

TEZA DE DOCTORAT

IMBUNATATIREA STABILITATII GENERATOARELOR SINCRONE DIN SISTEMELE
ELECTROENERGETICE COMPLEXE PRIN SEMNALE SUPLIMENTARE APLICATE LA
SISTEMELE DE REGLARE

CONDUCATOR STIINTIFIC
PROF. DR. ING. NOVAC IOAN

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

INSTITUTUL POLITEHNIC TIMIȘOARA	
BIB	
Volum:	504 398
Dulap:	207 9

TIMISOARA 1985

LISTA ABRUVIERILOR SI NOTATIILOR UTILIZATE

cc	- curent continuu
ca	- curent alternativ
DEN	- Dispeceratul Energetic National
FOB	- functie obiectiv
GS	- generator sincron
IPTVT	- Institutul Politehnic "Traian Vuia" Timisoara
ISPE	- Institutul de studii si proiectari energetice
IT	- înaltă tensiune
JT	- joasă tensiune
LSE	- Laboratorul de sisteme electroenergetice
MP	- masina primară
MT	- medie tensiune
Pdf	- Porțile de Fier
PCH	- predictor corector de tip Hamming
RK	- Runge-Kutta de ordinul IV
RART	- reanclansare automată rapidă trifazată
RSEE	- Rețele și sisteme electroenergetice
SE	- sistem de excitație
SEE	- sistem electroenergetic
SEEN	- sistem electroenergetic național
SRA	- sistem de reglare automată
SRAE	- sistem de reglare automată a excitației
SRAV	- sistem de reglare automată a vitezei
STS	- stabilitate statică
STT	- stabilitate tranzitorie
ua	- unități absolute
ur	- unități relative
urn	- unități relative nominale
urs	- unități relative sistem
\dot{x}	- dx/dt
\ddot{x}	- d^2x/dt^2

INTRODUCERE

Evoluția unora dintre caracteristicile GS și ale sistemelor sale de reglare automată, precum și ale SEE în ansamblu, a condus în ultima perioadă la o înrăutățire accentuată a condițiilor de stabilitate. Cauzele sînt legate în principal de scăderea inerției mecanice a rotoarelor și creșterea valorii reactanțelor GS de mare putere din cadrul SEE, creșterea impedanței de legătură dintre generatoare, utilizarea unor SA și SRAE cu amplificare mare și răspuns foarte rapid, etc.

Efectele se resimt atât în calitatea proceselor dinamice, mai ales în sensul unei amortizări necorespunzătoare a oscilațiilor, cât și în reducerea limitelor de stabilitate, la mici și la mari perturbatii. Apar cazuri de imposibilitate a funcționării unor elemente de sistem la parametri nominali sau chiar de instabilitate. Ieșirea din sincronism a unor grupuri generatoare sau pierderea stabilității sistemului în ansamblu constituie avarii foarte grave, cu implicații complexe în toate domeniile. În consecință, sînt pe deplin justificate eforturile de utilizare a tuturor mijloacelor de îmbunătățire a stabilității, mai cu seamă a celor care nu necesită investiții suplimentare sau au un cost relativ redus. SRA ale GS oferă posibilități largi în această direcție, în special pe partea de excitație.

Una dintre căile cele mai eficiente utilizate la ora actuală este reglarea intensivă a excitației, prevăzîndu-se pe lângă semnalele clasice de intrare ale regulatorului (abaterea tensiunii la borne, cu sau fără compundare după curent sau putere reactivă) o serie de semnale suplimentare derivativе legate de viteza unghiulară, accelerație, putere electrică, tensiune la borne și curent de excitație. Pentru obținerea efectului maxim din toate punctele de vedere, este necesară determinarea valorilor optime ale parametrilor SRA pe baza comportării sistemului în ansamblu și nu din considerente locale (care sigur ar conduce la rezultate diferite).

Problema prezintă un interes deosebit și pentru SEEN din următoarele motive:

a) GS din centrala Pdf 1 sînt echipate cu SRAE intensive, pentru care este necesară determinarea celor mai bune valori ale parametrilor reglabili;

b) unele grupuri de mare putere din sistem sînt prevăzute cu regulatoare necorespunzătoare din punctul de vedere al stabilității, fiind recomandabilă înlocuirea acestora cu SRAE intensive acordate optimal sau completarea cu canale de semnale suplimentare alese corespunzător;

c) este necesară stabilirea corectă a parametrilor SRAE pentru grupurile care se vor instala în SEEN în perioada următoare.

În acest context, teza de doctorat abordează o problemă de mare actualitate atât sub aspect teoretic, cât și cel al utilității practice, soluționînd următoarele aspecte:

a) elaborarea unor modele matematice corespunzătoare scopului propus, pentru toate elementele de sistem și ansamblul SEE;

b) elaborarea unui algoritm de soluționare a modelului matematic al stabili-

tății GS din cadrul SEE complexe, împreună cu tehnicile numerice corespunzătoare;

c) realizarea unor programe de calcul optimizate din punctul de vedere al memoriei utilizate și al timpului total de calcul;

d) pregătirea și verificarea bazei de date pentru toate elementele de sistem;

e) validarea experimentală a modelelor și programelor de calcul, precum și a bazei de date utilizate;

f) analiza influenței SRAE intensive, utilizând diverse semnale suplimentare, asupra stabilității GS din cadrul SEE complexe;

g) stabilirea modelului matematic al problemei de optimizare și elaborarea algoritmului de optimizare și a programelor de calcul corespunzătoare;

h) optimizarea valorii parametrilor reglabili pentru SRAE intensive cu care sînt echipate GS din centrala Pdf 1, cu considerarea comportării ansamblului SEEN;

i) analiza posibilității utilizării unor SRAE intensive, cu diverse semnale suplimentare, la alte grupuri de mare putere din cadrul SEEN (Rovinari, Turceni);

j) sintetizarea unor concluzii cu caracter general și a unor direcții de continuare a cercetărilor în viitor.

Structurată pe 8 capitole și 20 de anexe de calcul, lucrarea este extinsă pe 200 de pagini, avînd 153 de figuri, 50 de tabele și cuprinzînd 295 de titluri bibliografice, dintre care 22 de lucrări publicate ale autorului (5 individuale și 17 în colaborare).

Capitolul 1 este consacrat prezentării problemei stabilității GS din cadrul SEE complexe. După clarificarea terminologiei se sintetizează tendințele actuale de cercetare legate de domeniu, cu încadrarea corespunzătoare a preocupărilor din lucrare. Pe baza unei analize critice a metodelor de abordare a calculelor de stabilitate, se argumentează oportunitatea utilizării în lucrare a unei metode numerice "pas cu pas" de simulare în domeniul timp. De asemenea, se face o prezentare selectivă și comparativă a metodelor de îmbunătățire a stabilității, reliefîndu-se posibilitățile oferite de SRA în general și SRAE în special, mai ales cele cu semnale suplimentare. În ansamblu capitolul are caracter de sinteză bibliografică critică.

Capitolul 2 prezintă modelizarea GS în studiile de stabilitate, atît la modul general, cît și la cel concret, al modelelor utilizate în cadrul lucrării. După sintetizarea conceptelor de bază legate de modelizarea elementelor de sistem și a celor particulare referitoare la GS, se prezintă ecuațiile mașinii sincrone în regim tranzitoriu și cele pentru regim staționar, sub formă generală, respectiv particulară pentru modelele ierarhizate din lucrare. În aceeași manieră se soluționează problemele legate de considerarea prezentei miezului magnetic în modelele adoptate pentru GS. În final se scot în evidență cele 5 modele de diverse grade de complexitate utilizate în lucrare. Principalele contribuții originale din cadrul acestui capitol sînt legate de următoarele elemente:

a) sintetizarea conceptelor de bază privind modelarea elementelor de sistem în studiile de stabilitate, cu referire specială la GS;

b) modul de determinare a parametrilor care intervin în expresiile impedanțelor și conductanței operaționale (relațiile 2.7+2.9, anexa A2.1);

c) prezentarea sintetică, ierarhizată și critică a modelelor de GS utilizate în studiile de stabilitate referitoare la SEE complexe;

d) modul de definire a tensiunilor supratranzitorii și tranzitorii (relațiile 2.36, A2.2.5) și modul de scriere a ecuațiilor diferențiale pentru modelul de ordinul 5 (relațiile 2.40), legat de valoarea inițială a marilor inerțiale;

e) modul de definire a tensiunilor supratranzitorii și tranzitorii de calcul de tip D'' și D' și de includere a GS în modelul matematic al circulației de puteri în regim tranzitoriu;

f) modelarea numerică a caracteristicii de magnetizare (anexa A2.5);

g) definirea celor cinci modele ierarhizate pentru GS.

Capitolul 3 se referă la SRA ale GS, atât prin prisma modelizării în studiile de stabilitate, cât și ca elemente de îmbunătățire a stabilității. Prima parte a capitolului este consacrată SRAE, prezentându-se tipurile de SE și SRAE și elementele lor componente, modelizarea lor în studiile de stabilitate, precum și influența lor asupra stabilității. Se prezintă în detaliu problematica legată de SRAE cu semnale suplimentare. Cele 4 modele de SE și SRAE utilizate în lucrare constituie obiectul unui paragraf separat și a 6 anexe de calcul, făcându-se particularizări numerice pentru unele grupuri de mare putere din SEEN. A doua parte a capitolului abordează în același stil problematica legată de SRAV, remarcându-se și aici cele 3 modele utilizate în lucrare.

Principalele contribuții originale din cadrul acestui capitol sunt următoarele:

a) sintetizarea problematicii legate de influența SE și SRAE, respectiv MP și SRAV, asupra stabilității GS din cadrul SEE complexe și de modelizarea lor;

b) analiza critică a posibilităților de îmbunătățire a stabilității prin utilizarea semnalelor suplimentare la SRA;

c) elaborarea a 2 modele generale de SE și SRAE și implementarea lor în programele de calcul al stabilității SEE complexe;

d) implementarea modelului SRAE al GS de la Pdf în programele de stabilitate;

e) elaborarea unui model general de SRAE cu semnale suplimentare, utilizat în lucrare la grupurile de 300 MW de la Turceni și Rovinari, și implementarea lui în programele de stabilitate;

f) sintetizarea a 3 modele generale de SRAV și MP, utilizate în programele de stabilitate;

g) includerea unui număr mare de blocuri neliniare în toate modelele utilizate pentru SRA, în concordanță cu corespondența lor fizică.

În capitolul 4 se soluționează problemele legate de consumatori și rețeaua de interconexiune, în strânsă legătură cu celelalte elemente de sistem. După prezentarea conceptelor de bază și analiza critică a modelelor existente în literatură, se propune modelul utilizat în lucrare, care include și comportarea dinamică a consumatorilor rotativi. Circulația de puteri se determină, atât în regimul staționar cât și în cel tranzitoriu, cu un algoritim de tip Newton decuplat, utilizându-se tehnici speciale referitoare la matricile lacunare.

Principalele contribuții originale din cadrul capitolului 4 au ca obiect următoarele elemente:

- a) sintetizarea conceptelor de bază privind modelarea consumatorilor;
- b) model original, corelat cu baza de date, pentru considerarea prin caracteristici statice a consumatorilor în regim staționar;
- c) modele originale pentru componentele de consum de tip asincron și sincron, corelate cu baza de date și încadrate în algoritmul de determinare a circulației de puteri în regim tranzitoriu;
- d) utilizarea unui algoritm de tip Newton, cu multe elemente inedite, pentru determinarea circulației de puteri în regim staționar;
- e) utilizarea metodei Newton decuplate rapide la determinarea circulației de puteri în regim tranzitoriu, cu păstrarea dimensiunilor originale ale matricii de admitanță nodală;
- f) modul de includere a contribuției GS și consumatorilor rotativi;
- g) inițializarea soluției la intervalele normale ale regimului tranzitoriu prin prognozarea modulului și fazei tensiunii;
- h) algoritmul de ordonare quasioptimal a nodurilor pentru conservarea lacunarității matricelor din modelul circulației de puteri, rezultând importante reduceri ale memoriei și timpului de calcul;
- i) analiza comparativă și utilizarea intensivă a unor tehnici de memorare și prelucrare a matricelor lacunare, astfel încât timpul de calcul și memoria legată de circulația de puteri se modifică practic liniar cu dimensiunile SEE considerate;
- j) elaborarea unor programe optimizate de calcul al circulației de puteri în SEE complexe.

Capitolul 5 este consacrat definirii și soluționării problemei ameliorării comportării dinamice a GS din cadrul SEE complexe prin optimizarea parametrilor SEAR cu semnale suplimentare. După prezentarea modelului matematic de principiu se definesc indici de performanță de tip patratric pentru mai multe mărimi, atât pentru GS individuale, cât și pentru zone, respectiv ansamblul sistemului, completate cu funcții de penalizare alese corespunzător. Algoritmul de soluționare a problemei de optimizare constă în esență într-o căutare unidimensională în 3 trepte, indicii de performanță calculându-se efectiv prin integrare numerică.

Contribuțiile originale din cadrul acestui capitol se referă la următoarele aspecte:

- a) modul de definire a funcțiilor de penalizare și de introducere a lor în expresiile indicilor de performanță (relațiile 5.13-5.22, anexa A5.1, fig.5.2);
- b) definirea mărimilor utilizate la calculul funcției obiectiv;
- c) definirea indicelui de zonare și calculul ierarhizat al componentelor FOB;
- d) utilizarea unui algoritm de căutare unidimensională la soluționarea problemei de optimizare;
- e) modul de calcul al elementelor FOB prin integrare numerică.

Capitolul 6 reunește metodele stabilite în capitolele anterioare într-un mod

de ansamblu unitar, care descrie comportarea dinamică a SSE complexe, de mari dimensiuni, la diverse scenarii de perturbatie. Intr-un subcapitol separat se prezintă și se justifică algoritmi numerici utilizați pentru soluționarea modelului, în scopul optimizării programelor de calcul din punctul de vedere al costului rulării. Programele de calcul elaborate permit crearea unor baze de date multifuncționale, analiza stabilității GS din cadrul SSE complexe, precum și optimizarea parametrilor SRA. Capitolul 6 este aproape în întregime original, remarcându-se următoarele elemente semnificative din acest punct de vedere:

- a) sintetizarea conceptelor de baza privind programele de stabilitate;
- b) utilizarea unui sistem unic de unități relative pentru toate elementele SSE;
- c) utilizarea unui număr mare de tehnici numerice complexe și elaborarea programelor de calcul corespunzătoare pentru soluționarea modelului matematic;
- d) studiul comparativ al metodelor de integrare numerică a sistemelor de ecuații diferențiale, pentru cazul concret al stabilității SSE complexe, și utilizarea metodei predictor-corrector de tip Hamming;
- e) elaborarea unui pachet de programe de calcul de o complexitate deosebită, având performanțe superioare din toate punctele de vedere și fiind de utilitate generală.

Ultimele două capitole sînt în întregime originale, constituind partea aplicativă a lucrării. Capitolul 7 este consacrat validării experimentale a modelelor, programelor de calcul și bazei de date utilizate. Se prezintă scopul și modul de desfășurare a două experimente în SSE, constând din deconectarea a două linii de 400 kV relativ încărcate și înregistrarea variației unui număr mare de mărimi, atât pentru GS și SRAE de la Pdf, cât și pentru alte elemente de sistem. Se soluționează problema dificilă a reconstituirii pe calculator a regimului staționar anteperturbatie, pe baza unui volum mare de informații culese din sistem, și se simulează regimul dinamic, ținînd cont de comportarea ansamblului SSE. Rezultatele înregistrate și calculate se compară calitativ și pe baza unor criterii cantitative originale, rezultînd o bună concordanță.

Capitolul 8 prezintă rezultatele optimizării SRAE intensive cu care sînt echipate GS de la Pdf, respectiv cele legate de grupurile de 330 MW de la Turceni și Rovinari. În primul paragraf se precizează o serie de elemente referitoare la baza de date utilizată și regimul de tip maxim seară iarnă al SSE pentru care se realizează studiile de optimizare. Al doilea subcapitol este consacrat stabilirii valorii optime a parametrilor SRAE de la Pdf, luîndu-se în considerare un număr mare de scenarii de perturbatie de diverse intensități. În lucrare se prezintă rezultatele pentru 3 scenarii de perturbatie tipice și concluziile generale privind valorile optime ale cheilor de dozaj pe diverse canale. Al treilea subcapitol analizează influența SRAE cu care sînt echipate GS de 330 MW de la Turceni și Rovinari, rezultînd în mod clar valoarea mult prea mare a amplificării pe canalul principal. Utilizînd un regulator intensiv cu parametri optimizați se obțin rezultate spectaculoase privind ameliorarea comportării dinamice a liniei în ansamblu (exemplificate pentru cazul deconectării liniei de 400 kV Turceni-Rovinari). Con-

concluziile generale din cadrul ultimului subcapitol subliniază elementele esențiale legate de problematica abordată, evidențiind atât rezultatele obținute, cât și perspectivele de continuare și dezvoltare a cercetărilor, în domeniul mai larg al stabilității OS din cadrul SEE complexe, respectiv mai restrâns al utilizării SRAE intensive cu parametri optimizați pentru îmbunătățirea calității proceselor dinamice și creșterea limitelor de stabilitate.

Dezvoltările teoretice și rezultatele aplicative prezentate în lucrare au fost și sînt utilizate în cadrul unor contracte de cercetare științifică, abordînd o problematică legată direct de tema tezei de doctorat /294/, /295/ sau încadrată în problema generală a stabilității /296/. Contractele menționate au fost soluționate de colectivul de RSEE al catedrei de Electroenergetică de la facultatea de Electrotehnică din Timișoara, din care face parte și autorul. De asemenea, o bună parte din rezultate au fost publicate de autor (singur sau în colaborare) în revistele de specialitate și volumele consacrate unor sesiuni științifice.

Teza de doctorat este rodul activității de mai mulți ani sub îndrumarea permanentă, generoasă și plină de înțelegere a tovarășului prof.dr.ing. Novac Ioan, cărui îi aduc cele mai respectuoase mulțumiri și pe această cale.

Doresc să-mi exprim recunoștința față de cei care au contribuit substanțial la formarea și orientarea mea profesională.

Pentru condițiile de lucru create în vederea elaborării și finalizării tezei aduc mulțumiri calduroase tovarășilor prof.dr.ing. Negru Viorel și conf.dr.ing. Vasilevici Alexandru, fostul și actualul șef al catedrei de Electroenergetică.

Exprim gratitudinea mea tovarășului conf.dr.ing. Nemeș Mircea pentru observațiile și sugestiile prețioase pe care le-a făcut cu ocazia citirii manuscrisului tezei.

O bună parte din lucrare este legată de activitatea autorului în cadrul colectivului de RSEE al catedrei de Electroenergetică de la Institutul Politehnic "Traian Vuia" din Timișoara, constituind rodul unei colaborări multilaterale cu colegii ș.l.ing. Lustru Bucur, asist.ing. Moga Mihai, ș.l.dr.ing. Buta Adrian, asist.ing. Surianu Flavius și ș.l.ing. Velicescu Corneliu.

În același context subliniez colaborarea fructuoasă în cadrul contractelor de cercetare științifică cu specialiștii din cadrul LSE al ICEBERG București, condus de dr.ing. Constantinescu Jean, în primul rînd dr.ing. Cristea Haralambie, cu colegii ș.l.dr.ing. Dragomir Toma Leonida și ș.l.dr.ing. Preitl Stefan de la catedra de automată a facultății de Electrotehnică din Timișoara, cu cadre de specialitate de la ISC Porțile de Fier, COSITEN Reșița, ISFB București, cărora le aduc mulțumiri pe această cale.

Mulțumesc de asemenea colegilor de la Centrul de calcul al IPTVT pentru înțelegerea și sprijinul acordat timp de mai mulți ani la rularea programelor de calcul, colegilor de catedră, colaboratorilor studenți și tuturor celor care în diverse moduri au sprijinit realizarea acestei lucrări, a carei parte grafică o datorez în totalitate tovarășei tehn.princ. Marușciac Adriana.

Căpitolul 1

PREZENTAREA PROBLEMEI STABILITĂȚII GENERATOARELOR SINCRONE DIN CADRUL SISTEMELOR ELECTROENERGETICE COMPLEXE

1.1. Considerații generale. Terminologie.

Problema stabilității este legată în principal de funcționarea sincronă a GS din cadrul SEE. Fenomenele de stabilitate se manifestă prin mișcarea ansamblului rotoarelor GS și MP și modul de variație al mărimilor electromagnetice legate de GS. Cu toate acestea, se poate afirma că stabilitatea reprezintă o problemă a ansamblului SEE, comportarea GS fiind determinată atât de fenomenele din interiorul lor, cât și, în egală măsură, de elementele exterioare: SRA ale GS, rețeaua de interconexiune, consumatorii, automatismele de sistem, etc.

La ora actuală există un număr relativ mare de moduri de definire a noțiunii de stabilitate, ajungându-se uneori la interpretarea eronată a termenilor care se utilizează. Termenul de stabilitate, aplicat la SEE, definește condițiile în care GS ale sistemului rămân în sincronism, iar termenul de instabilitate condițiile de pierdere a sincronismului. În consens cu recomandările mai recente ale CIGRE și IEEE și terminologia utilizată în literatura europeană /19/, /232/, /291/, lucrarea de față utilizează următorii termeni:

a) Stabilitate statică (sau stabilitate la mici perturbații) pentru fenomenele tranzitorii normale /269/, cauzate de perturbații de intensitate relativ redusă (variația puterii consumate în conformitate cu curbele de sarcină, răspunsul corespunzător al SRA din SEE, conectarea sau deconectarea voită a unor elemente de sistem slab încărcate, reglarea puterii generate sau consumate, etc.). Un SEE se consideră că este într-un regim stabil static dacă în urma unei perturbații mici oarecare el atinge o stare de regim permanent identică sau quasiidentică cu regimul inițial, prin perturbații mici înțelegându-se acele perturbații la care este posibilă și justificată liniarizarea ecuațiilor de funcționare. Instabilitatea statică poate fi de natură aperiodică sau oscilatorie (determinată de o rădăcină reală și pozitivă, respectiv o pereche de rădăcini complexe conjugate cu partea reală pozitivă, ale ecuației caracteristice a sistemului liniarizat).

b) Stabilitate tranzitorie (sau stabilitate la mari perturbații) pentru fenomenele tranzitorii anormale cauzate de mari perturbații (scurtcircuite și eliminarea lor de către sistemele de protecție, conectarea sau deconectarea, voită sau accidentală, a unor elemente de sistem puternic încărcate, etc.). Un SEE se consideră că este într-un regim stabil tranzitoriu față de un anumit scenariu de perturbație dacă în urma derulării tuturor evenimentelor din cadrul scenariului respectiv el atinge o stare de regim permanent cu toate generatoarele funcționând în sincronism. Pierderea stabilității din cauza unor mari perturbații

se manifestă prin ieșirea din sincronism a unuia sau mai multor generatoare sau prin oscilații neamortizate (pendulări). Cauzele instabilității tranzitorii sînt legate de dezechilibrul energetic creat de scenariul de perturbație, avînd ca urmare pierderea sincronismului după un număr redus de oscilații, în prima secundă a regimului tranzitoriu (STT de primă oscilație), respectiv de funcționare necorespunzătoare a SRA sau acțiunea unor elemente neliniare, avînd ca urmare apariția pendulărilor în secunde următoare (STT oscilatorie). Instabilitatea tranzitorie mai poate fi cauzată și de inexistența unui regim permanent stabil corespunzător structurii finale a SSE (dacă aceasta diferă de cea inițială).

Atît termenul de STS, cit și cel de STT, se utilizează și în cazul prezentei SRA aferente GS ("artificială", "condiționată", "dinamică" în literatura americană pentru mici perturbații), și în cazul absenței SRA ("naturală", "statică" în literatura americană pentru mici perturbații).

În cazul în care aprecierile sau concluziile care se prezintă nu depind de mărimea și natura perturbațiilor, se utilizează simplu termenul de stabilitate, justificat și de tendința existentă la ora actuală de a se renunța la divizarea problemelor de stabilitate în funcție de perturbație sau alte considerente /19/, /84/, /232/. Perioadele de analiză ale regimurilor tranzitorii considerate în lucrare sînt de ordinul de mărime al secundelor, multe dintre modelele și metodele prezentate fiind însă corespunzătoare și pentru analizele de termen mediu și lung.

1.2. Tendințe actuale de cercetare în domeniul stabilității.

Analizînd preocupările existente în literatura de specialitate în legătură cu stabilitatea GS din cadrul SEE complexe, se remarcă următoarele direcții principale:

a) elaborarea unor modele matematice complexe, de ordin ridicat, pentru modelizarea fenomenelor tranzitorii din GS, cu considerarea tuturor neliniarităților, utilizate în general pentru cazul unei singure mașini legate la un sistem de putere infinită /39/, /58/, /143/, /223/, /231/, /264/, /8/;

b) perfecționarea modelelor de ordin relativ mai redus utilizate pentru GS în studiile de stabilitate referitoare la SEE complexe, însoțită de analiza cantitativă a efectului diverselor ipoteze simplificatoare utilizate /67/, /126/, /127/, /163/, /178/, /181/, /210/, /223/, /282/;

c) aducerea la numitor comun, din punctul de vedere al gradului de complexitate, a modelelor GS cu cele ale elementelor exterioare generatorului (SRAE și SRAV, rețeaua de interconexiune, consumatorii, etc.), ținînd cont de puternica influență a acestor elemente asupra fenomenelor de stabilitate /56/, /74/, /91/, /125/, /158/, /159/, /283/;

d) corelarea gradului de complexitate al modelelor utilizate cu baza de date disponibilă și gradul de încredere al datelor, alături de preocupări susținute privind determinarea cît mai exactă, experimentală și analitică, a parametrilor GS și celorlalte elemente de sistem /21/, /51/, /68/, /69/, /70/, /76/, /138/, /264/, /275/;

e) reprezentarea ierarhizată a elementelor de sistem în programele de stabilitate, în funcție de "zona de interes" studiată, precum și utilizarea metodelor de echivalare a unor părți din sistem /59/, /66/, /89/, /138/, /173/, /220/, /221/, /224/, /225/, /243/;

f) îmbunătățirea tehnicilor de calcul numeric utilizate la soluționarea modelului matematic care descrie comportarea sistemului în ansamblu, sau al unor elemente de sistem, în regim tranzitoriu și staționar /9/, /41/, /45/, /89/, /120/, /127/, /133/, /136/, /142/, /144/, /219/, /224/, /248/, /255/, /258/;

g) elaborarea unor programe de calcul cu performanțe superioare, utilizând la maximum posibilitățile oferite de sistemele actuale de prelucrare automată a informației, pentru analiza stabilității SSE complexe, cu un număr mare de GS /36/, /44/, /45/, /67/, /89/, /144/, /161/, /210/, /221/, /224/, /265/, /267/, /282/, /298/;

h) verificarea experimentală a rezultatelor obținute pe calculator, prin experimentări în sistemul real sau utilizarea unor micromodele /5/, /16/, /23/, /25/, /29/, /33/, /54/, /68/, /87/, /138/, /177/, /188/, /199/, /208/, /212/, /238/;

i) elaborarea unor programe de calcul pentru analiza comportării pe termen lung a SSE (intervale de timp de ordinul de mărime al zecilor de secunde sau minutelor), cu considerarea corespunzătoare a instalațiilor primare, sistemelor de protecție și automaticii de sistem /50/, /85/, /213/;

j) includerea în programele "clasice" de stabilitate a unor noi elemente, cu influență favorabilă asupra stabilității: generatoarele cu excitație după două axe /5/, /6/, /70/, /155/, /252/, generatoarele cu înfășurări supraconductoare /34/, sisteme de transport a energiei în cc /214/, /271/;

k) elaborarea unor algoritmi și programe de analiză "on line" a stabilității SSE complexe și reconsiderarea indicatorilor de stabilitate /84/, /109/, /258/, /280/;

l) analiza comparativă a metodelor de îmbunătățire a stabilității SSE complexe /18/, /45/, /47/, /53/, /74/, /142/, /166/, /191/, /259/, /284/;

m) analiza și utilizarea posibilităților oferite de SRAE și SRAV în scopul îmbunătățirii stabilității GS, inclusiv implementarea unor SRA intensive și adaptive /30/, /42/, /73/, /87/, /114/, /129/, /151/, /155/, /174/, /186/, /247/, /280/;

n) optimizarea proceselor tranzitorii legate de fenomenele de stabilitate utilizând metode similare cu cele din teoria reglării automate /60/, /70/, /122/, /269/, inclusiv analiza și sinteza unor regulatoare optimale, bazate pe mărimi de stare măsurabile fizic /7/, /12/, /102/, /142/, /155/, /235/;

o) introducerea unor noi concepte privind reglajul în regim tranzitoriu al sistemului în ansamblu sau al unor elemente de sistem, utilizând calculatoare de proces și sisteme de reglare numerică /14/, /16/, /30/, /42/, /73/, /118/, /129/, /166/, /177/, /184/, /186/, /187/, /191/, /271/;

p) abordarea probabilistică a problemei stabilității, cu posibilitatea analizei unui număr mare de contingente tranzitorii /3/, /28/, /38/, /41/

În tabelul 1.1 se prezintă sintetic modul în care se regăsesc

INSTITUTUL ROMÂN DE
TENDINȚELE DE
ENERGIE CENTRALĂ

carcstare enumerate în conținutul diverselor capitole ale lucrării, detaliile fiind menționate în cadrul capitolelor și anexelor de calcul corespunzătoare.

Tabelul 1.1.

Directia Cap.	a	b	c	d	e	f	g	h	m	n
2	x	x		x	x	x				
3			x	x	x	x				
4			x	x	x	x			x	
5						x			x	x
6					x	x	x		x	
7								x		
8				x					x	x

1.3. Metodele de analiza a stabilității și tehnica de calcul utilizată.

Evoluția calitativă și cantitativă a SEE, cerințele sporite care li se impun din punctul de vedere al siguranței în funcționare și al comportării la diverse perturbații, precum și tehnica de calcul disponibilă la ora actuală, au condus la modificări notabile în privința metodelor de analiză a stabilității. Din marea diversitate de metode existente, alegerea uneia sau alteia se decide în funcție de scopul studiului, dimensiunile sistemului analizat, oaza de date disponibilă și tehnica de calcul utilizată.

Se remarcă la ora actuală o creștere relativ mare a timpului de calcul necesar pentru studiile de stabilitate ale SEE complexe, datorată următoarelor cauze:

- a) dimensiunile din ce în ce mai mari ale sistemelor considerate;
- b) utilizarea unor modele complexe pentru elementele de sistem, în scopul considerării tuturor factorilor care influențează comportarea ansamblului sistemului la diverse perturbații;
- c) mărirea pretențiilor față de precizia calculului, mai ales în cazul unor situații apropiate de limita de stabilitate;
- d) dorința de a avea o cantitate sporită de informații despre comportarea elementelor de sistem și a sistemului în ansamblu.

Legat de scopul studiilor de stabilitate, dar corelat și cu aspectele legate de creșterea volumului de calcule, se remarcă următoarele tendințe suplimentare:

- a) necesitatea considerării în studiile de stabilitate a comportării ansamblului sistemului, fiind cu totul necorespunzătoare analiza cazului unui singur generator legat la un sistem de putere infinită sau al unui număr redus de GS;
- b) delimitarea destul de clară dintre metodele care realizează analiza stabilității la mari perturbații, respectiv la mici perturbații, cu observația că, în anumite condiții, metodele pentru mari perturbații pot fi utilizate și pentru mici perturbații (finite, nu infinitezimale).

Marea majoritate a metodelor de analiză a stabilității au un caracter deter-

minist, cu toate că problema stabilității este în mare măsură de natură probabilistică /3/,/28/. În consecință, apare ca logică abordarea probabilistică a calculelor de stabilitate la mici /11/,/38/ sau mari perturbații /3/, pentru cazul unei singure mașini /11/ sau a n mașini /3/,/28/. Aspectele probabilistice sînt legate de modul de inițiere și desfășurare al scenariului de perturbație, condițiile de funcționare ale sistemului sau de modul de cunoaștere al parametrilor.

O atenție aparte se acordă la ora actuală elaborării unor metode rapide, simplificate, de analiză, capabile a fi implementate "on line", scopul principal în acest caz constituindu-l obținerea cît mai rapidă a unor informații sintetice despre stabilitate, pe baza unui volum redus de date obținute din sistem sau memorate în prealabil /8/,/9/,/15/.

În scopul reducerii volumului de calcule se apelează destul de frecvent la reducerea sistemului real de mari dimensiuni la unul de dimensiuni mai mici, care să se comporte cît mai asemănător cu sistemul inițial. Există mari dificultăți legate de găsirea unui compromis corespunzător între precizia echivalențelor și complexitatea lor, precum și a fundamentării lor teoretice, ceea ce conduce la rețineri în privința utilizării lor /89/,/163/. Totuși, în cazul unor studii de stabilitate la care există restricții severe în privința memoriei disponibile și a timpului de calcul, se poate justifica utilizarea echivalențelor prin existența sigură a unei "zone de interes" și a unor subsisteme exterioare.

În studiile de stabilitate se utilizează în principal trei categorii de echivalenți dinamici:

a) echivalenți de coerență, obținuți din generatoarele care oscilează sinfazic /173/,/220/,/243/;

b) echivalenți modali, bazați pe reținerea valorilor proprii dominante ale sistemului liniarizat /225/,/243/;

c) echivalenți statici cărora li se atribuie o anumită inerție /173/.

În privința echivalențelor de coerență se remarcă următoarele aspecte:

a) justificare teoretică insuficientă și obținere relativ dificilă, pe baza analizei comportării ansamblului sistemului /220/;

b) dificultăți în privința delimitării clare a zonelor care se echivalează și a definirii gradului de coerență (rezultatele din /173/ nu aduc clarificări suficiente în acest sens), precum și a utilizării echivalentului la alte perturbații decît cel pentru care s-a obținut;

c) dependența rezultatului de ordinea considerării GS care se echivalează;

d) în /220/ se propune obținerea echivalențelor de coerență pe modelul liniarizat al sistemului, acceptîndu-se independența coerenței de mărimea perturbației și gradul de detalizare al modelelor.

În privința echivalențelor modali se remarcă următoarele aspecte:

a) obținere laborioasă, bazată pe calculul valorilor proprii pentru modelul liniarizat al ansamblului sistemului;

b) lipsa unei semnificații fizice și probleme legate de utilizarea lor în

programele obișnuite de stabilitate.

Cea de-a treia categorie de echivalenți au un caracter cu totul empiric, folosirea lor în calcule mai pretentioase fiind total contraindicată.

În ultima perioadă se remarcă încercări de estimare "on line", prin metode stohastice, a echivalenților sistemelor exterioare, despre care se cunosc un număr foarte redus de date și măsurători.

În concluzie, se poate afirma că utilizarea echivalenților de sistem impune precauții serioase, în lucrare preferându-se alternativa oferită de modelarea ierarhizată a elementelor de sistem.

Toate analizele de stabilitate referitoare la SEE complexe se caracterizează prin următoarele particularități:

- a) volum foarte mare de informații (atât date inițiale, cât și rezultate);
- b) un număr relativ mare de procedee de calcul numeric iterativ;
- c) caracterul iterativ în timp al ansamblului procesului de calcul;
- d) necesitatea repetării calculelor pentru diverse configurații și regimuri de funcționare ale SEE, diverse scenarii de perturbare, etc.

Aspectele menționate conduc la necesitatea utilizării unei tehnici de calcul adecvate, capabilă să soluționeze modelul matematic al problemei într-un timp rezonabil. La ora actuală se utilizează în acest domeniu atât calculatoare analogice și numerice, cât și mijloace de calcul hibride.

În privința calculatoarelor analogice /75/, /95/, /98/, /103/, /145/ se remarcă o serie de avantaje legate de viteza de calcul, simplitatea programării, ușurința efectuării modificărilor, dar și dezavantaje importante în privința limitării dimensiunilor sistemelor considerate, a preciziei calculelor, a modelării diferitelor sisteme de referință, etc. Practic este imposibilă utilizarea calculatoarelor analogice la SEE de mari dimensiuni, cu modele relativ complicate, neliniare, pentru elementele de sistem.

Calculatoarele numerice disponibile în mod curent la ora actuală oferă singura alternativă posibilă pentru soluționarea regimurilor dinamice ale SEE complexe. Cu toate că utilizarea calculatoarelor numerice prezintă o serie de avantaje incontestabile evidente, trebuie să se țină cont și de problemele legate de volumul foarte mare de muncă necesar pentru elaborarea programelor de calcul, timpul mare de calcul și costul relativ ridicat al calculelor, viteza de calcul insuficientă pentru aplicații "on line". Se remarcă în ultima perioadă o serie de preocupări și rezultate legate de prelucrarea datelor cu sisteme multiprocesoare /9/, /33/, /257/, respectiv de introducerea masivă a mini și microcalculatoarelor, elemente care în viitorul apropiat vor modifica substanțial concepțiile asupra calculelor de stabilitate.

Mijloacele de calcul hibride /17/, /208/, /213/ îmbină în mod judicios avantajele oferite de modelarea analogică și elementele numerice, dar prezintă dezavantajele generale ale calculatoarelor specializate: cost ridicat, dependent de dimensiunile sistemului și complexitatea modelelor, etc. în cadrul sistemelor hibride de

calcul partea analogică poate fi reprezentată de calculatoare analogice universale sau modele fizice la scară redusă ale SEE.

1.4. Metode numerice de analiză a stabilității SEE complexe.

Modelul matematic al comportării SEE complexe la diverse perturbații este prezentat în relația (1.1) /89/, /136/, /163/, /219/, fiind constituit în principal dintr-un sistem de ecuații diferențiale și un sistem de ecuații algebrice neliniare:

$$(1.1.a) \quad \left[g([X], [Y]) \right] = [0] \quad ; \quad (1.1.b) \quad \left[\dot{Y} \right] = \left[f([X], [Y], t) \right]$$

unde $[X]$ și $[Y]$ reprezintă vectorul coloană corespunzător variabilelor neintegrabile, respectiv celor integrabile. Sistemul de ecuații diferențiale descrie comportarea GS împreună cu SRA aferente și a consumatorilor rotativi, iar cel de ecuații algebrice modelizează comportarea rețelei de interconexiune și a consumatorilor statici, precum și relațiile de interfață dintre generatoare și rețea.

În literatură se prezintă o serie de încercări de clasificare a metodelor de analiză a stabilității /31/, /182/, /281/. Făcând abstracție de metodele care se pot aplica numai pentru cazul a două generatoare (criteriul suprafețelor egale, analiza în planul fazelor $\delta-\omega$ /182/), analiza comportării SEE complexe la diverse perturbații se realizează cu următoarele categorii de metode:

a) metode "pas cu pas" de simulare în domeniul timp, care implică soluționarea completă a sistemului de ecuații diferențiale (1.1.b), alternat sau concomitent cu sistemul de ecuații algebrice (1.1.a), aprecierea stabilității făcându-se pe baza analizei modului de variație în timp a diverselor mărimi;

b) metode "directe", care implică doar soluționarea parțială a sistemului de ecuații diferențiale (până la eliminarea perturbației), aprecierea stabilității realizându-se cu ajutorul unor funcții de diverse forme;

c) metode care evită complet soluționarea sistemului de ecuații diferențiale, aprecierea stabilității făcându-se pe baza unor criterii asemănătoare cu cele din teoria sistemelor de reglare automată.

Metodele de analiză "pas cu pas" utilizează două maniere de soluționare a modelului matematic: soluționarea alternată a sistemului de ecuații algebrice și diferențiale din relația (1.1) cu un anumit pas de timp, pentru sistemul de ecuații diferențiale utilizându-se metodele numerice specifice /133/, /136/, /144/, /161/, /219/, /255/, respectiv algebrizarea sistemului de ecuații diferențiale, soluționând la fiecare pas doar un sistem de ecuații algebrice /9/, /41/, /89/, /220/, /258/. Cu toate că metoda algebrizării prezintă o serie de avantaje în privința timpului de calcul, a pasului de rezolvare și a stabilității numerice, implementarea ei este dificilă în cazul considerării unor modele de ordin superior pentru generatoare și a unor structuri neliniare complexe ale SRA.

Metodele de simulare a răspunsului în domeniul timp prezintă un singur dezavantaj: timpul relativ mare de calcul. Acest neajuns se poate compensa parțial prin utilizarea unor tehnici numerice adecvate, exploatarea lacunarității matricilor de sistem, utilizarea unor modele ierarhizate pentru elementele de sistem, reducerea dimensiunilor sistemului prin echivalenți, etc. Avantajele oferite sînt foarte mari: obținerea unor informații complete despre comportarea sistemului în ansamblu și a elementelor de sistem, flexibilitate mare în descrierea sistemului și a scenariilor de perturbare, posibilitatea utilizării unor modele complexe pentru cazul unor sisteme de mari dimensiuni, existența unor elemente de apreciere cantitativă a stabilității, etc.

Metodele "pas cu pas" constituie principala cale de soluționare a stabilității la mari perturbații, fiind aplicabile, în ipoteza unor algoritmi numerici și precizii corespunzătoare, și la perturbații mici, dar finite. Se remarcă în acest sens și utilizarea conceptelor de cuplu de amortizare și cuplu de sincronizare la studiul stabilității la mici perturbații /75/, generalizat și pentru cazul a n mașini /103/, /104/, /232/, /234/.

Metodele "directe" de analiză a stabilității implică în general dezvoltarea unor funcții speciale, prin care se examinează caracteristicile de stabilitate ale punctului de echilibru postavarie al sistemului. Dacă acel punct, determinat prin intermediul integrării ecuațiilor diferențiale, este în interiorul unei zone determinate anterior, sistemul este sigur stabil /31/, /71/, /148/, /182/, /276/. Se utilizează două tipuri de funcții: de tip Liapunov /100/, /101/, /148/, /277/, /278/ și de tip "energetic" /11/, /15/, /103/, /109/. Avantajele acestor metode sînt legate de aplicarea relativ simplă din momentul definirii funcției Liapunov corespunzătoare, timpul de calcul relativ redus și existența unor informații cantitative despre stabilitate, iar dezavantajele de dificultatea definirii funcțiilor Liapunov, dificultăți mari de aplicare la sisteme de dimensiuni sporite și scenarii de perturbare complexe, imposibilitatea considerării unor modele complexe pentru elementele de sistem, informații puține despre comportarea elementelor de sistem și a sistemului în ansamblu, găsirea doar a unei condiții suficiente de stabilitate (nu și necesare), etc.

Metodele "directe" se utilizează pentru analiza rapidă simplificată a comportării SRE la mari perturbații, oferind o imagine globală, sintetică și conservativă asupra stabilității.

Cea de-a treia categorie de metode, care evită complet integrarea sistemului de ecuații diferențiale (1.1.b), se utilizează doar pentru studiile de mici perturbații (infinitesimale). Sistemele de ecuații din relația (1.1) se liniarizează în jurul punctului de funcționare și se elimină variabilele neintegrabile. Studiul sistemului de ecuații liniarizat redus se realizează utilizînd tehnicile specifice teoriei sistemelor de reglare automată: criteriul Routh-Hurwitz, criteriul Nyquist, criteriul Mihailov, determinarea valorilor proprii și vectorilor proprii metoda separării potențialului de stabilitate, analiza caracteristicilor de frecvență

tă /5/, /13/, /89/, /121/, /197/, /201/, /209/, /295/. Pe lângă avantajele legate în principal de timpul de calcul, toate aceste metode prezintă o serie de dezavantaje referitoare la valabilitatea rezultatelor numai în domeniul liniar, dificultățile de aplicare la sisteme de mari dimensiuni și în cazul considerării unor modele de ordin superior pentru elementele de sistem, volumul foarte redus de informații (uneori doar calitative) asupra stabilității și a comportării sistemului și elementelor sale componente, dificultățile serioase de calcul numeric, etc. Pentru eliminarea dezavantajului creșterii accentuate a dimensiunilor matricii coeficienților pentru sistemul redus liniarizat de ecuații, în /209/ se utilizează matricile de transfer de formă polinomială, a căror dimensiune este similară cu numărul de generatoare.

În concluzie, se poate aprecia că pentru scopul propus în lucrare se recomandă a se utiliza un algoritm de rezolvare "pas cu pas", cu soluționarea alternată a sistemului de ecuații algebrice și diferențiale, utilizându-se la maximum posibilitățile menționate anterior de reducere a timpului de calcul.

1.5. Metode de îmbunătățire a stabilității.

La ora actuală o serie de tendințe legate de evoluția SEE în ansamblu, precum și de modificarea parametrilor unor elemente de sistem cu influență majoră (GS și SRA, rețeaua de interconexiune, etc.) au condus la înrăutățirea condițiilor de stabilitate. În consecință, este necesară utilizarea tuturor mijloacelor posibile de îmbunătățire a stabilității, în strânsă corelare cu eforturile legate de elaborarea unor metode corespunzătoare de calcul pentru SEE complexe. Metodele de îmbunătățire a stabilității, atât cele clasice, cât și cele de dată mai recentă, trebuie să conducă la mărirea limitelor de stabilitate, în vederea utilizării la maximum a caracteristicilor tehnice ale elementelor de sistem. Se remarcă următoarele aspecte suplimentare /47/, /166/, /269/, /286/:

a) corelarea metodelor de îmbunătățire cu cerințele legate de creșterea fiabilității SEE în ansamblu și optimizarea funcționării în regim staționar și tranzitoriu;

b) necesitatea ierarhizării metodelor de îmbunătățire a stabilității din punctul de vedere al costului și efectelor realizate;

c) necesitatea studierii influenței unei anumite metode asupra tuturor aspectelor legate de stabilitate;

d) utilizarea corelată a unui număr mai mare de metode, în scopul obținerii unor efecte maxime din punctul de vedere al SEE în ansamblu.

În funcție de elementele de sistem la care se referă, metodele de îmbunătățire a stabilității se pot împărți în trei mari categorii:

a) metode care se referă la grupurile generatoare;

b) metode care vizează rețeaua de interconexiune a GS;

c) metode care se referă la funcționarea SEE în ansamblu.

Alături de metodele "clasice" referitoare la grupurile generatoare, legate de reducerea valorii reactanțelor și mărirea inerției mecanice a rotoarelor, s-au impus în ultima perioadă următoarele tendințe:

- utilizarea GS cu excitație după două axe, cu acordarea corespunzătoare a regulatorului de unghi /5/, /6/, /13/, /70/, /252/ (care, în pofida unor avantaje incontestabile, ridică probleme serioase legate de costul relativ ridicat, încălzirea, neuniforma a rotorului, prezenții mari față de SRAE după axa q, etc.);

- utilizarea unor SE și SRAE rapide, cu amplificare și tensiune plafon mare, la care problemele legate de înrăutățirea amortizării oscilațiilor /4/, /40/, /74/, /121/, /155/, /169/, /170/, /232/ se compensează prin semnale derivate suplimentare /36/, /47/, /74/, /132/, /185/, /216/, /238/, /247/, /274/, iar pentru îmbunătățirea STT de primă oscilație se introduc semnale suplimentare cu acțiune discontinuă /87/, /155/, /247/;

- utilizarea unor SRAV electrohidraulice cu parametri optimizați /5/, /18/, /46/, /74/, /99/, /142/, /260/, /282/ și semnale suplimentare /5/, /7/, /31/, /99/, /260/, care permit închiderea rapidă a admisiei la turbinele termice /18/, /46/, /53/, /74/, /152/, /166/, /187/, /286/;

- utilizarea unor tehnici moderne de reglare a GS, atât pe partea de excitație cât și pe partea de viteză, aflate la ora actuală în faza de aplicații pe modele experimentale: sintetizarea unor SRA optimale prin teoria controlului optimal liniar /30/, /87/, /114/, /135/, /133/, /201/, /235/, /283/, implementarea unor regulatoare adaptive /5/, /114/, /118/, /125/, /129/, /151/, /174/, /185/, /280/ sau a calculatoarelor de proces /16/, /30/, /73/, /125/, /151/, /177/, /186/, /195/.

Elementele componente ale rețelei de interconexiune a GS oferă o serie de posibilități de îmbunătățire a stabilității SEE în ansamblu corelate cu aspecte legate de siguranța în funcționare a sistemului, optimizarea regimului staționar, îmbunătățirea reglajului de tensiune, care în general au un cost ridicat:

- reducerea impedanței de legătură dintre GS /47/, /74/, /269/;

- utilizarea unor sisteme de protecție și a unor întrerupătoare rapide, a reanclanșării automate rapide și a unor întrerupătoare cu acțiune independentă pe cele trei faze /18/, /47/, /74/, /178/, /259/, /286/;

- utilizarea autotransformatoarelor cu reglaj longo-transversal sau a unei compensări inductive transversale comandate /16/, /53/, /152/, /166/, /187/;

- compensarea capacitivă longitudinală a liniilor de foarte înaltă tensiune, cu valoare constantă sau reglaj discontinuu al capacităților /47/, /53/, /74/, /166/, /191/, /286/;

- utilizarea unor rezistoare de frinare /63/, /74/, /166/, /187/, /191/, /245/, /259/, /286/, cu probleme legate de cost și strategiile de conectare;

- reglarea convertoarelor de la capetele liniilor de cc /74/, /166/, /187/, /214/, /259/, /271/.

Metodele de îmbunătățire a stabilității care vizează funcționarea SEE în ansamblu sunt legate de existența unei automatizări de sistem, care, pe baza aprecierii

504398

not. G

rii stării sistemului, să execute acțiunile corespunzătoare menținerii stabilității, indiferent de natura perturbației. În /14/ se apreciază că organizarea automaticii de sistem este mai mult o problemă de soft decât de hard, importantă fiind concepția asupra acțiunilor pe care trebuie să le realizeze. Diversele elemente componente ale automaticii de sistem pot să acționeze independent sau corelat, comandate "on line" de un sistem de calculatoare de proces /234/. Măsurile luate de automatică de sistem pot fi următoarele:

- aruncarea de sarcină, realizată prin intermediul dispozitivelor automate de descărcare a sarcinii sau prin deconectarea liniilor care alimentează o zonă de consum, în cazul în care în urma unei perturbații zona respectivă a sistemului prezintă un deficit general de putere /53/, /166/, /286/;

- deconectarea unor generatoare sau descărcarea lor rapidă și insularizarea pe serviciile interne sau alt consum local /46/, /53/, /259/, /286/;

- separarea sistemului într-un anumit număr de subsisteme funcționând la frecvențe diferite /46/, /269/, /286/.

Se apreciază că aceste măsuri trebuie să intre în acțiune numai în cazuri cu totul deosebite, când nu mai există alte șanse de menținere a stabilității /63/, /269/.

În diverse lucrări se încearcă o ierarhizare a metodelor de îmbunătățire a stabilității, în funcție de influența lor asupra tuturor aspectelor problemei, implicațiile economice și fiabilitatea funcționării sistemului în ansamblu. În /166/, /188/, /280/ se subliniază necesitatea corelării metodelor, arătându-se că cele care se bazează pe reglaje sînt în general mai eficiente decât metodele constructive. Dintre metodele care utilizează reglajele, cele care privesc SRAE și SRAE sînt cele mai bune din punctul de vedere al rezultatelor obținute și al economicității soluției. /47/, /74/, /75/, /36/, /166/, /269/. Ordinea de prioritate prezentată în /47/ situează pe prima poziție posibilitățile oferite de SRA ale GS, urmate de modificarea impedanței de legătură dintre generatoare, respectiv reducerea valorii reactanței generatoarelor.

În concluzie se poate aprecia că SRA aferente GS oferă cele mai bune posibilități pentru îmbunătățirea stabilității la mici și mari perturbații, atât prin utilizarea unor sisteme de reglare automată rapide, intensive, cît și prin optimizarea parametrilor acestor sisteme.

Capitolul 2
MODELIZAREA GENERATOARELOR SINCRONE ÎN STUDIILE DE STABILITATE
ALE SISTEMELOR ELECTROENERGETICE COMPLEXE

2.1. Concepte de bază privind modelizarea elementelor de sistem.

Una dintre problemele fundamentale care se pune la analiza prin metode numerice "pas cu pas" a comportării dinamice a SEE complexe este cea a stabilirii modelelor utilizate pentru elementele de sistem și ansamblul sistemului. Modelele matematice adoptate trebuie corelate cu un număr mare de aspecte:

a) dimensiunile sistemului considerat: există o mare diferență între modelele care se pot utiliza pentru cazul unui singur generator legat la un sistem de putere infinită /5/, /12/, /39/, /71/, /73/, /75/, /87/, /103/, /104/, /133/, /142/, /183/, /191/, /234/, /235/, /239/, /281/ sau al unui număr redus de generatoare /8/, /17/, /43/, /90/, /150/, /186/, /212/, respectiv pentru cazul SEE complexe, cu zeci și sute de elemente de sistem /59/, /66/, /67/, /93/, /126/, /210/, /211/, /223/, /265/, /282/;

b) scopul studiului: se remarcă necesitatea considerării unor modele relativ mai complexe la studiile de optimizare a SRA aferente GS /8/, /59/, /67/, /97/, /144/, /282/, precum și utilitatea adoptării unor modele valabile atât pentru mici, cât și pentru mari perturbații /67/, /210/;

c) baza de date disponibilă: se impune asigurarea unui echilibru între complexitatea modelelor și volumul total de date inițiale necesare, respectiv datele disponibile și gradul lor de certitudine /62/, /36/, /87/, /97/, /169/, /210/, /240/, contestându-se chiar oportunitatea utilizării datelor de catalog (se preferă modele mai simple, dar cu parametri determinați experimental) /22/, /51/, /66/, /69/, /264/;

d) tehnica de calcul și algoritmi numerici disponibili: în cazul existenței unor sisteme de calcul evoluate, cu performanțe ridicate în ceea ce privește viteza de lucru și memoria, și a unor tehnici numerice adecvate, se pot adopta modele mai complexe pentru toate elementele de sistem;

e) costul studiului, determinat în principal de timpul total de calcul: în cazul SEE complexe modelele de ordin ridicat, corelate cu pretenții exagerate în privința preciziei calculului, pot conduce la creșterea accentuată a timpului de calcul, recomandându-se din acest punct de vedere modele de ordin relativ mai redus, cu neglijarea, aproximarea sau considerarea ca valoare medie a unor fenomene de mai mică importanță și cu evitarea unor calcule iterative și predictive /66/, /67/, /210/, /282/.

Revenind la modelizarea elementelor de sistem și a ansamblului SEE se menționează următoarele aspecte suplimentare:

a) precizia rezultatelor depinde în egală măsură de gradul de complexitate al modelelor adoptate. Baza de date utilizată și erorile adoptate pentru algoritmi

numerici, fiind indicată ponderarea aproximativ egală a celor trei elemente /237/:

b) se recomandă o abordare unitară, din punctul de vedere al complexității modelelor, a tuturor elementelor de sistem și a SEE în ansamblu, remarcându-se totuși atenția sporită care trebuie acordată SRA ale GS /105/, /126/, /156/, /157/, /257/.

În contextul cerințelor prezentate apare ca rațională în cazul SEE complexe modelarea ierarhizată a elementelor de sistem /59/, /67/, /98/, /121/, /169/, /170/, /144/, /221/, /224/, /266/, /282/, justificată și de existența unei "zone de interes" în cadrul sistemului de mari dimensiuni. Pentru elementele de sistem din cadrul zonei de interes se adoptă modele mai complexe, acestea simplificându-se odată cu creșterea distanței electrice față de zona de interes, precum și în funcție de mărimile nominale și baza de date disponibilă.

2.2. Considerații generale asupra modelării generatoarelor sincrone.

Modelul matematic adoptat pentru descrierea comportării GS constituie una din elementele de bază ale analizei stabilității SEE complexe. Această afirmație este justificată de cel puțin două aspecte:

a) fenomenele care au loc în mașina sincronă și sistemele sale de reglare influențează în mod hotărâtor comportarea de ansamblu a sistemului în regim tranzitoriu;

b) soluționarea modelului matematic al GS și SRA aferente, alături de determinarea circulației de puteri, consumă cea mai mare parte a timpului de calcul în cadrul studiilor de stabilitate.

Marea majoritate a modelelor GS utilizate în studiile de stabilitate ale SEE complexe se bazează pe modelul Park /58/, /91/, /222/, completat cu considerarea unor fenomene neliniare legate de prezența miezului feromagnetic. În legătură cu gradul de complexitate al modelelor, corelat și cu noțiunea de "ordinul modelului" (numărul de ecuații diferențiale de ordinul I care descriu comportarea generatorului în regim tranzitoriu) se remarcă următoarele aspecte:

a) lucrările care se referă la stabilitatea GS din cadrul SEE complexe neglijează fenomenele tranzitorii statorice (termenii de tipul $p\psi_d$ și $p\psi_q$ din ecuațiile tensiunilor statorice) /87/, /121/, /126/, /149/, /168/, /169/, /181/, /223/, /224/, /224/. Pe lângă motivația legată de efectul relativ redus și amortizarea foarte rapidă a acestor fenomene, două aspecte legate de procesul de calcul sînt foarte importante:

- dacă termenii $p\psi_d$ și $p\psi_q$ se introduc în ecuații, trebuie adoptat un pas de integrare foarte mic, de ordinul de mărime a (0.001-0.002)s, ceea ce conduce la creșterea exagerată a timpului de calcul;

- în ipoteza considerării fenomenelor tranzitorii statorice apar dificultăți foarte mari legate de realizarea interfetei dintre GS și rețeaua de interconexiune (curenții din mașina nu mai sînt sinusoidali),

ca efect al neglijării fenomenelor tranzitorii statorice, pe perioada cît ele s-ar

manifesta lipsesc din cuplul electromagnetic în strefier unele componente unidirecționale și de frecvență ridicată, ceea ce conduce la rezultate ușor pesimiste.

b) Marea majoritate a lucrărilor referitoare la SEB complexe consideră viteza unghiulară constantă în ecuațiile tensiunilor statorice, o singură lucrare nefăcând această aproximație /150/. În /168/ se dă o justificare teoretică neglijării fenomenelor tranzitorii statorice și considerării lui ω constant, argumentându-se concluziile experimentale prezentate în /87/, /126/, /149/ privind oportunitatea efectuării concomitente a celor două simplificări. Explicația constă în faptul că, spre deosebire de neglijarea fenomenelor tranzitorii statorice, considerarea lui ω ca fiind constant conduce la rezultate oarecum optimiste, cele două efecte contrare compensându-se.

c) În ipoteza neglijării fenomenelor tranzitorii statorice, dar ținând cont de ecuația de mișcare, modelele utilizate în studiile de stabilitate sînt prezentate sintetic în tabelul 2.1, în funcție de numărul de înfășurări rotorice de pe fiecare axă /121/, /169/.

Tabelul 2.1.

Nr. inf. axa d	Nr. inf. axa d				
	0	1 (inf.exc.)	2 (exc.+ 1 supl.)	3 (exc.+ 2 supl.)	4 (exc.+ 3 supl.)
0	ord.2	ord.3	-	-	-
1 (1 inf. suplimentare)	-	ord.4	ord.5	-	-
2 (2 inf. suplimentare)	-	-	ord.6	ord.7	-
3 (3 inf. suplimentare)	-	-	-	ord.8	ord.9

În cazul considerării fenomenelor tranzitorii statorice ordinul modelelor crește cu 2. Marea majoritate a lucrărilor utilizează modele de ordinul 3 /11/, /23/, /43/, /71/, /75/, /104/, /142/, /149/, /194/, /212/, /278/, /295/ sau de ordinul 5 /59/, /60/, /86/, /119/, /138/, /152/, /173/, /176/, /223/, /239/, /296/, modelul de ordinul 4 /41/, /83/ sau de ordinul 6 /121/, /169/ fiind mai puțin utilizat. Toate lucrările care folosesc metode de tip Liapunov /71/, /101/, /100/, /109/, /153/, /182/, /277/ sau analizează comportarea naturală fac uz de modelul de ordinul 2. Un număr foarte redus de lucrări utilizează pentru comparare /66/, /126/ sau în cadrul analizei pentru un număr redus de mașini modele de ordinul 7-8 /8/, /69/, /143/. În privința ordinului modelului se mai remarcă următoarele concluzii:

- în /66/, /39/ se precizează că pentru studiile de stabilitate cu date standard se recomandă un model de ordinul 4 (cu eventuala neglijare a nesimetriei tranzitorii) sau maximă de ordinul 5; în cazul parametrilor determinați experimental, modelul de ordinul 5 (sau ordinul 6) cu considerarea saturației oferă rezultate excelente chiar și în situațiile apropiate de limitele de stabilitate;
- în /126/ se apreciază drept foarte bun un model de ordinul 5 pentru studiile de stabilitate ale GS din cadrul SEB complexe, recomandându-se neglijarea nesimetriei supratranzitorii în scopul reducerii volumului de calcule; se consideră că modificarea saturației în regim tranzitoriu nu are influență prea mare asupra rezultatelor în comparație cu gradul de precizie al datelor.

- în /266/ se subliniază oportunitatea introducerii efectelor supratranzitorii chiar dacă se utilizează parametri de catalog sau valori medii ale parametrilor;

- în /121/ se apreciază că pentru analiza fenomenelor tranzitorii legate de oscilațiile electromecanice ale rotoarelor GS (gama de frecvențe de 0,8-3,0 Hz), respectiv de SE și SRAE (gama de frecvențe 0,1-5,0 Hz), este necesară utilizarea unor modele de ordinul 3 și de dorit utilizarea unor modele de ordinul 5 pentru GS, corelat cu modele de complexitate similară pentru SE și SRAE, respectiv de complexitate medie pentru consumatori, SRAV și MP.

d) Se propune introducerea unui termen echivalent de tipul $K_a \omega$, care să includă toate cuplurile de amortizare ce nu se pot calcula exact din cauza lipsei datelor sau complicării modelului (cuplul asincron și cuplul de secvență inversă, cuplul de frinare datorat curentului continuu din înfășurările statorice, cuplurile datorate curentilor cu frecvență diferită de cea fundamentală, etc.) /45/, /144/, /210/, /211/, /221/. Pentru coeficientul de amortizare K_a se pot utiliza valori approximate experimental sau determinate pe baza relației de calcul valabile pentru cazul unei mașini legate la un sistem de putere infinită /211/.

e) În cazul modelării ierarhizate a GS se utilizează un număr de 2-4 modele de ordinul 2-6, cu diverse moduri de considerare a saturației și a nesimetriei supratranzitorii și tranzitorii, efectuându-se asupra lor o serie de studii comparative /45/, /59/, /66/, /67/, /181/, /224/, /228/, /282/, /296/.

2.3. Ecuațiile mașinii sincrone în regiunea tranzitoriu.

2.3.1. Prezentarea generală a ecuațiilor pentru diverse modele.

Ecuațiile mașinii sincrone în coordonate d, q, 0, exprimate în urn, cu mărimile rotorice reduse la stator, au forma /58/, /91/, /222/:

$$(2.1.a) \quad u_d = -R_d i_d - \dot{\psi}_d + \psi_q \dot{\delta} \quad ; \quad (2.1.g) \quad \psi_d = L_{dd} i_d + L_{dB} i_B + L_{dD} i_D$$

$$(2.1.b) \quad u_q = -R_q i_q - \dot{\psi}_q - \psi_d \dot{\delta} \quad ; \quad (2.1.h) \quad \psi_B = L_{Bd} i_d + L_{BB} i_B + L_{BD} i_D$$

$$(2.1.c) \quad u_B = R_B i_B + \dot{\psi}_B \quad ; \quad (2.1.i) \quad \psi_D = L_{Dd} i_d + L_{DB} i_B + L_{DD} i_D$$

$$(2.1.d) \quad u_D = R_D i_D + \dot{\psi}_D = 0 \quad ; \quad (2.1.j) \quad \psi_q = L_{qq} i_q + L_{qQ} i_Q$$

$$(2.1.e) \quad u_Q = R_Q i_Q + \dot{\psi}_Q = 0 \quad ; \quad (2.1.k) \quad \psi_Q = L_{Qq} i_q + L_{QQ} i_Q$$

$$(2.1.f) \quad C_m = \psi_q i_d - \psi_d i_q + T_m \dot{\delta}$$

unde u, i, ψ - tensiune, curent, respectiv fluxuri; R, L - rezistențe, inductivitate, δ, q - indici corespunzători înfășurărilor statorice după cele două axe ale mașinii echivalente; B, D, Q - indici corespunzători înfășurărilor rotorice;

δ - unghiul care definește poziția axei rotorului față de axa a statorică; C_m - cuplul mecanic; T_m - constanta de timp mecanică.

În scopul liniarizării sistemului de ecuații (2.1) toate lucrările consideră ω constant în ecuațiile (2.1.a) și (2.1.b), bazat pe faptul că în timpul fenomenelor tranzitorii modificările de turație sînt totuși relativ foarte mici față de valoarea de regim staționar. În această situație sistemului de ecuații (2.1) i se poate aplica transformarea Laplace, cu observația că în toate lucrările care se referă la studiul stabilității condițiile inițiale se consideră nule (ceea ce corespunde înlocuirii simbolului derivării cu operatorul p în relațiile (2.1)). Ipoteza adoptată este perfect justificată prin faptul că termenii din ecuațiile diferențiale care corespund condițiilor inițiale determină soluția permanentă (de regim staționar) a sistemului de ecuații, neinfluențînd comportarea în regim tranzitoriu.

Din sistemul de ecuații (2.1) se elimină curenții și înălțăturile rotorice (a-
lexa A2.1), ajungîndu-se la forma (fără ecuația de mișcare):

$$(2.2.a) \quad u_d = -R_d i_d - p\psi_d + \omega\psi_q \quad ; \quad u_q = -R_q i_q - p\psi_q - \omega\psi_d \quad (2.2.b)$$

$$(2.2.c) \quad \psi_d = L_d(p) i_d + G(p) u_E \quad ; \quad \psi_q = L_q(p) i_q \quad (2.2.d)$$

unde inductivitățile operaționale $L_d(p)$ și $L_q(p)$ și conductanța operațională $G(p)$ au expresiile determinate în anexa A2.1:

$$(2.3) \quad L_d(p) = \frac{1 + p(T_E \sigma_{dE} + T_D \sigma_{dD}) + p^2 \sigma_{ED} T_E T_D L_d'' / L_{dd}}{1 + p(T_E + T_D) + p^2 \sigma_{ED} T_E T_D} L_{dd}$$

$$(2.4) \quad L_q(p) = \frac{1 + p \sigma_{qQ} T_Q}{1 + p T_Q} L_{qq} \quad ; \quad (2.6) \quad L_d'' = L_{dd} (\sigma_{dE}^{-2} \frac{1 - \sigma_{dD}}{\sigma_{ED}})$$

$$(2.5) \quad G(p) = \frac{1 + p \mu_D T_D}{1 + p(T_E + T_D) + p^2 \sigma_{ED} T_E T_D} \frac{L_{dh}}{R_E}$$

Prin eliminarea înălțăturilor din sistemul (2.2) rezultă ecuațiile GS în care toate mărimile sînt măsurabile. Se adoptă în continuare relațiile de definiție pentru constantele de timp de aeris în gol și scurtcircuit /58/, /91/, /126/, /167/, /206/, /269/, respectiv inductivitățile de regim tranzitoriu după cele două axe, prezen-
tate în tabelul 2.2.

Expresiile inductivităților operaționale și a conductanței operaționale din relațiile (2.3)-(2.6) se pot pune sub forma:

$$(2.7) \quad L_d(p) = \frac{(1 + p\beta_{d1})(1 + p\beta_{d2})}{(1 + p\alpha_{d1})(1 + p\alpha_{d2})} L_{dd} \quad ; \quad (2.8) \quad L_q(p) = \frac{1 + p\beta_q}{1 + p\alpha_q} L_{qq}$$

$$(2.9) \quad G(p) = \frac{1 + pT_D}{(1 + p\alpha_{d1})(1 + p\alpha_{d2})} \frac{L_{dh}}{R_E}$$

Tabelul 2,2

Mărimea	Regimul	Axa	Tip încercare	Expresia
T	Supra - tranzitoriu	d	Mers în gol	$T''_{do} = T_D \sigma_{ED}$
			Scurtcircuit	$T''_d = T_D (\sigma_{ED} - \mu_E^2 \frac{1 - \sigma_{dD}}{\sigma_{dE}})$
		q	Mers în gol	$T''_{qo} = T_Q$
			Scurtcircuit	$T''_q = T_Q \sigma_{qQ}$
	Tranzitoriu	d	Mers în gol	$T'_{do} = T_E$
			Scurtcircuit	$T'_d = T_E \sigma_{dE}$
L	Supra - tranzitoriu	d	-	$L''_d = L'_d \frac{T''_d}{T''_{do}} = L_d \frac{T'_d T''_d}{T'_{do} T''_{do}}$
		q	-	$L''_q = L_{qq} \frac{T''_q}{T''_{qo}}$
	Tranzitoriu	d	-	$L'_d = L_{dd} \frac{T'_d}{T'_{do}}$

unde $\beta_{d1}, \beta_{d2}, \alpha_{d1}, \alpha_{d2}, \beta_q, \alpha_q$ sînt rădăcinile polinoamelor în p^{-1} corespunzătoare, iar $T'_D = \mu_D T_D$.

Un număr apreciabil de lucrări adoptă următoarele ipoteze simplificatoare /71/, /86/, /138/, /152/, /239/:

$$(2.10) \quad T'_E + T_D = T'_{do} + T_D \cong T'_{do} + \sigma_{ED} T_D = T'_{do} + T''_{do}$$

$$(2.11) \quad \sigma_{dE} T'_E + \sigma_{dD} T_D = T'_d + \sigma_{dD} T_D \cong T'_d + \sigma_{ED} T_D (1 - \mu_E^2 \frac{1 - \sigma_{dD}}{\sigma_{ED} \sigma_{dE}}) = T'_d + T''_d$$

Ipotezele (2.10) și (2.11) sînt justificate de faptul că $T'_{do} \gg T_D$ și $T'_{do} \gg T''_{do}$, respectiv $T'_d \gg \sigma_{dD} T_D$ și $T'_d \gg T''_d$, conducînd la concluzia:

$$(2.12.a) \quad \alpha_{d1} \cong T'_{do} \quad ; \quad (2.12.b) \quad \alpha_{d2} \cong T''_{do}$$

$$(2.13.a) \quad \beta_{d1} \cong T'_d \quad ; \quad (2.13.b) \quad \beta_{d2} \cong T''_d$$

Erorile introduse în calcule de ipotezele (2.10), (2.11) sînt de ordinul de mărime a maximum 5% pentru GS de puteri uzuale, cu parametri tipizați. Parametri operaționali primesc forma:

$$(2.14) \quad L_d(p) = \frac{(1+pT'_d)(1+pT''_d)}{(1+pT'_{do})(1+pT''_{do})} L_{dd} \quad ; \quad (2.15) \quad L_q(p) = \frac{1+pT''_q}{1+pT''_{qo}} L_{qq}$$

$$(2.16) \quad G(p) = \frac{1+pT'_D}{(1+pT'_{do})(1+pT''_{do})} \frac{L_{dh}}{R_E}$$

Experiența autorului arată totuși că este mai potrivită determinarea mărimilor α și β din relațiile (2.7)-(2.9) prin soluționarea ecuațiilor în p^{-1} corespunzătoare și atribuirea valorii lor constantelor de timp $T'_d, T''_d, T'_{do}, T''_{do}$ /1d1/, /236/.

În acest mod, prin valorile care rezultă, se efectuează și o verificare asupra pa-

parametrilor, seanalizându-se eventualele neconcordanțe. Indiferent de modul de determinare al constantelor de timp, relațiile (2.14)-(2.16) rămân formal valabile.

Intr-un număr mare de lucrări relațiile (2.14)-(2.16) se aduc la formă:

$$(2.17) \quad L_d(p) = L_d'' + \frac{A}{1+pT_{do}'} + \frac{B}{1+pT_{do}''} ; \quad (2.18) \quad L_q(p) = L_q'' + \frac{L_{dq} - L_q''}{1+pT_{qo}''}$$

$$(2.19) \quad G(p) = \left(\frac{C}{1+pT_{do}'} - \frac{D}{1+pT_{do}''} \right) \frac{L_{dh}}{R_E}$$

Coefficientii A, B, C, D din relațiile (2.17) și (2.19) rezultă prin identificarea relațiilor respective cu (2.14) și (2.16):

$$(2.20.a) \quad A = \frac{T_{do}' L_{dd} + T_{do}'' L_d'' - L_{dd} (T_d' + T_d'')}{T_{do}' - T_{do}''} ; \quad (2.20.c) \quad C = \frac{T_{do}' - T_D'}{T_{do}' - T_{do}''}$$

$$(2.20.b) \quad B = \frac{L_{dd} (T_d' + T_d'') - (T_{do}'' L_{dd} + T_{do}' L_d'')}{T_{do}' - T_{do}''} ; \quad (2.20.d) \quad D = - \frac{T_D' - T_{do}''}{T_{do}' - T_{do}''}$$

Majoritatea lucrărilor menționate acceptă pentru A și B relații aproximative:

$$(2.21) \quad A \approx L_{dd} - L_d' ; \quad (2.22) \quad B \approx L_d' - L_d''$$

Experiența autorului /181/, /296/ arată că ipoteza (2.21) ar fi acceptabilă (erori de ordinul de mărime a maximum 5 %), dar ipoteza (2.22) este cu totul inacceptabilă (erori chiar de 20-30 % în unele cazuri). În consecință, nu se vor adopta aceste ipoteze simplificatoare în subcapitolul 2.3.2, referitor la modelele concrete adoptate pentru GS.

Inlocuind relațiile (2.14)-(2.16) în ecuațiile (2.2.c) și (2.2.d) rezultă:

$$(2.23.a) \quad y_d = \frac{A}{1+pT_{do}'} i_d + \frac{B}{1+pT_{do}''} i_d + L_d'' i_d + \frac{C}{1+pT_{do}'} \frac{L_{dh}}{R_E} u_E - \frac{D}{1+pT_{do}''} \frac{L_{dh}}{R_E} u_E$$

$$(2.23.b) \quad y_q = \frac{L_{dq} - L_q''}{1+pT_{qo}''} i_q + L_q'' i_q$$

În majoritatea studiilor de stabilitate se introduc variabile auxiliare de forma:

$$(2.24.a) \quad \omega^{-1} E_q = -y_d + L_d'' i_d ; \quad (2.24.b) \quad \omega^{-1} E_d = y_q - L_q'' i_q$$

$$(2.24.c) \quad \omega^{-1} E_q = - \frac{C}{1+pT_{do}'} \frac{L_{dh}}{R_E} u_E - \frac{A}{1+pT_{do}'} i_d$$

Utilizând relațiile (2.2), (2.23), (2.24), rezultă ecuațiile (2.25):

$$(2.25.a) \quad pE_d'' = \frac{1}{T_{qo}''} \left[\omega (L_{qq} - L_q'') i_q - E_d'' \right] ; \quad (2.25.c) \quad pE_q' = \frac{1}{T_{do}'} \left[-C \frac{L_{dh}}{R_E} u_E - \omega i_d - E_q' \right]$$

$$(2.25.b) \quad pE_q'' = \frac{1}{T_{do}''} \left[-D \frac{L_{dh}}{R_E} u_E - \omega i_d - E_q'' + E_q' \right] + pE_q'$$

$$(2.25.d) \quad L''_{d1} p i_d = \omega^{-1} p E''_d - u_d - R_d i_d + R''_d \omega L''_q i_q$$

$$(2.25.e) \quad L''_{q1} p i_q = -\omega^{-1} p E''_q - u_q - R_q i_q - E''_q - \omega L''_d i_d$$

Ecuatia de miscare (2.1.f), utilizind relatiile (2.24), ajunge la forma:

$$(2.26) \quad C_n = \omega^{-1} (E''_d i_d + E''_q i_q) + (L''_q - L''_d) i_d i_q + T_m \ddot{\delta}$$

Sistemul de ecuatii constituit din relatiile (2.25) si (2.26) este identic cu ecuatiile originale ale masinii, introducind o eroare de ordinul de marime a maximum 5% (in cazul adoptarii ipotezelor (2.12) si (2.13)). Folosirea lor este inca foarte dificila in calculele de stabilitate pentru SEE complexe, ordinul si complexitatea modelului reducindu-se in continuare prin urmatoarele ipoteze simplificatoare:

a) Se neglijeaza complet fenomenele tranzitorii satorice /5/, /59/, /71/, /86/, /119/, /134/, /144/, /152/, /169/, /224/, /239/, /269/:

$$(2.27) \quad p \psi_d = p \psi_q = 0$$

Ipoteza din relatia (2.27) este justificata pe baza considerentelor prezentate in subcapitolul 2.2, ultimele doua ecuatii diferentiale din relatia (2.25) devenind ecuatii algebrice:

$$(2.28.a) \quad E''_d = u_d + R_d i_d - \omega L''_q i_q \quad ; \quad (2.28.b) \quad E''_q = -u_q - R_q i_q - \omega L''_d i_d$$

b) Se adopta pentru A si B expresiile simplificate date de relatiile (2.21) si (2.22), iar pentru C si D se considera:

$$(2.29) \quad C = 1 \quad ; \quad (2.30) \quad D = 0$$

ceea ce inseamna practic acceptata a aproximarii $T'_D \cong T''_{do}$.

c) Se neglijeaza rezistentele satorice ($R_d = R_q = 0$), ipoteza justificata prin valoarea lor foarte redusa /41/, /152/, /281/. Prin adoptarea ipotezelor prezentate la punctele a, b, c se ajunge la ecuatiile lui Olive /210/, /211/, avind forma:

$$(2.31.a) \quad p E''_d = \frac{1}{T'_{do}} [\omega (L''_{qq} - L''_q) i_q - E''_d] \quad ; \quad (2.31.d) \quad i_d = \frac{E''_q - u_q}{\omega L''_d}$$

$$(2.31.b) \quad p E''_q = \frac{1}{T'_{do}} [-\omega (L''_{dd} - L''_d) i_d - E''_q + E'_q] + p E'_q$$

$$(2.31.c) \quad p E'_q = \frac{1}{T'_{do}} \left[-\frac{\omega L''_d}{R_B} \frac{d h}{dt} - \omega (L''_{dd} - L''_d) i_d - E''_q \right] \quad ; \quad (2.31.e) \quad i_q = \frac{E''_d - u_d}{\omega L''_q}$$

$$(2.32) \quad C_n = \omega^{-1} (E''_d i_d - E''_q i_q) + (L''_q - L''_d) i_d i_q + T_m \ddot{\delta}$$

d) Se neglijeaza nesimetria supratranzitorie, considerindu-se $L''_d = L''_q = L''$, ceea ce conduce la eliminarea problemelor legate de realizarea interfetei la bornele generatoarelor /71/, /89/, /138/, /152/, /239/.

e) Neglijarea completa a infaturarilor de amortizare, rezultind un model de ordinul 3 al masinii sincrone /11/, /23/, /43/, /71/, /75/, /104/, /142/, /145/, /194/, /212/, /278/. In aceasta situatie $L_{d(p)}$ are o singura constanta de timp, iar $L_{q(p)}$

este constantă. În prezenta unor ipoteze similare cu cele de la punctele a și b, ecuațiile pentru modelul de ordinul-3 ajung la forma:

$$(2.33.a) \quad u_d = -R_d i_d + \omega L_{qq} i_q \quad ; \quad (2.33.b) \quad u_q = R_q i_q + \omega L'_d i_d + E_q$$

$$(2.33.c) \quad pE_q = \frac{1}{T_{do}} \left[-\frac{\omega L}{R_B} \frac{dn}{dt} u_B - \omega(L_{dd} - L''_d) i_d - E'_q \right] ; \quad (2.34) \quad C_m = \omega^{-1} E'_q i_q + (L_{qq} - L'_d) i_d i_q + T_m \ddot{\delta}$$

Folosirea modelului de ordinul 3 este recomandabilă numai pentru generatoarele fără înfășurări de amortizare, precum și pentru cele mai îndepărtate de "zona de interes".

f) Neglijarea completă în modelele de ordinul trei a fenomenelor tranzitorii rotorice, considerând $T'_{do} = \infty$ (E'_q constant). Dacă în mod suplimentar se consideră $L'_d = L_{qq}$, se ajunge la modelul clasic de ordinul 2, de tipul "tensiune constantă în spatele unei reactanțe", utilizat în calculele aproximative a comportării naturale a sistemului /163/, /191/ sau în conjuncție cu metodele directe de tip Liapunov /15/, /100/, /101/, /109/, /143/, /182/, /220/, /276/.

2.3.2. Modelele matematice considerate pentru simularea regimului tranzitoriu al generatoarelor sincrone.

2.3.2.1. Modelul de ordinul 5.

Pe baza conceptelor generale prezentate în subcapitolele 2.1 și 2.2 și a modelelor analizate în paragraful 2.3.1, în lucrare se utilizează trei modele de bază pentru G3, avînd ordinul 5, 3 și respectiv 2. Pentru stabilirea modelului de ordinul 5 se pleacă de la sistemul de ecuații (2.2), acceptîndu-se ipoteza neglijării fenomenelor tranzitorii statorice. Prin eliminarea fluxurilor rezultă:

$$(2.35.a) \quad u_d = -R_d i_d + \omega L_{q(p)} i_q \quad ; \quad (2.35.b) \quad u_q = -R_q i_q - \omega L'_d(p) i_d - \omega G(p) u_B$$

Pentru inductivitățile și conductanța operațională se iau în considerare expresiile din relațiile (2.11)-(2.13), constantele de timp determinîndu-se analitic, prin soluționarea polinoamelor corespunzătoare în p. Variabilele suplimentare E''_d și E''_q se definesc prin relații de tipul (2.24) aduse la forma:

$$(2.36.a) \quad E''_d = u_d + R_d i_d - \omega L''_d i_q \quad ; \quad (2.36.b) \quad E''_q = u_q + R_q i_q + \omega L''_d i_d$$

Se introduc notațiile:

$$(2.37.a) \quad u_{d1} = u_d + R_d i_d \quad ; \quad (2.37.b) \quad u_{q1} = u_q + R_q i_q$$

Înlocuind relațiile (2.36) și (2.37) în (2.35), rezultă:

$$(2.38.a) \quad E''_d = \omega \left[L_{q(p)} - L''_d \right] i_q \quad ; \quad (2.38.b) \quad E''_q = -\omega \left[L'_d(p) - L''_d \right] i_d - \omega G(p) u_B$$

Exprimînd E''_d și E''_q în funcție de tensiuni, rezultă:

$$(2.39.a) \quad E''_d = \frac{L_{q(p)} - L''_d}{L_{q(p)}} u_{d1} \quad ; \quad (2.39.b) \quad E''_q = \frac{L'_d(p) - L''_d}{L_{q(p)}} u_{q1} - \frac{\omega G(p) L'_d}{L_{q(p)}} u_B$$

Trecind relațiile (2.39) în domeniul timp și introducind variabila auxiliară E'_q definită prin relația (A2.2.5), rezultă forma finală a ecuațiilor pentru modelul de ordinul 5:

$$(2.40.a) \quad \dot{E}''_q = \frac{1}{T'_d} \left[\frac{L''_d}{L'_d} E''_q - \frac{\omega L_{dh}}{R_E} \frac{L''_d}{L_{dd}} \frac{T'_d}{T'_d} u_E + \frac{L_{dd}(T'_d + T''_d) - L''_d(T'_{do} + T''_{do})}{L_{dd} T'_d} u_{q1} \right]$$

$$(2.40.b) \quad \dot{E}'_q = \frac{1}{T'_d} \left\{ \left[\frac{L_{dd} - L''_d}{L_{dd}} - \frac{L_{dd}(T'_d + T''_d) - L''_d(T'_{do} + T''_{do})}{L_{dd} T'_d} \right] \frac{L'_d}{L''_d} u_{q1} - \frac{\omega L_{dh}}{R_E} \frac{L'_d}{L_{dd}} \left(1 - \frac{T'_d}{T''_d}\right) u_E - E'_q \right\}$$

$$(2.40.c) \quad \dot{E}''_d = \frac{1}{T''_d} \left[\frac{L_{qq} - L''_q}{L_{qq}} u_{d1} - E''_d \right]; \quad (2.41.a) \quad \dot{\delta} = \omega - \omega_0$$

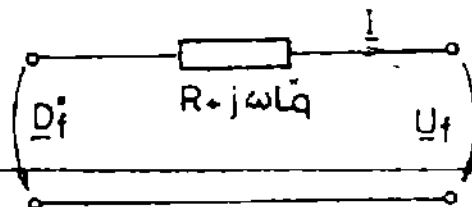
$$(2.41.b) \quad \dot{\omega} = T_m^{-1} \left[C_m - \omega^{-1} (E''_d i_d + E''_q i_q) - (L''_q - L''_d) i_d i_q \right]$$

Valorile initiale ale variabilelor auxiliare rezultă din ecuațiile (2.40):

$$(2.42.a) \quad E''_{do} = \frac{L_{qq} - L''_q}{L_{qq}} u_{d10} \quad ; \quad (2.42.b) \quad E''_{qo} = \frac{L_{dd} - L''_d}{L_{dd}} u_{q10} - \frac{L'_d}{L_{dd}} \frac{\omega L_{dh}}{R_E} u_{E0}$$

$$(2.42.c) \quad E'_{qo} = \left[\frac{L_{dd} - L''_d}{L_{dd}} - \frac{L_{dd}(T'_d + T''_d) - L''_d(T'_{do} + T''_{do})}{L_{dd} T'_d} \right] \frac{L'_d}{L''_d} u_{q10} - \frac{\omega L_{dh}}{R_E} \frac{L'_d}{L_{dd}} \left(1 - \frac{T'_d}{T''_d}\right) u_{E0}$$

În scopul includerii generatorului în modelul de determinare a circulației de puteri în regim tranzitoriu printr-o schemă echivalentă simplă de tip "tensiune în spatele unei impedanțe", se consideră schema echivalentă din fig.2.1, definindu-se tensiunile supratranzitorii de calcul D''_d și D''_q . La fiecare pas de timp al procesului iterativ de calcul tensiunile D''_d și D''_q se modifică, fiind exprimate în funcție de E''_d , E''_q și mărimile de la bornele generatorului. În anexa



A2.5 este prezentată deducerea expresiilor

pentru D''_d și D''_q , rezultind (în ipoteza $R_d = R_q = R$):

$$(2.43.a) \quad D''_d = E''_d$$

$$(2.43.b) \quad D''_q = \frac{(R^2 + \omega^2 L_q^2) E''_q + \omega(L''_d - L''_q)(E''_d - u_d)R + \omega L_q(L''_d - L''_q)u_d}{R^2 + \omega^2 L_q^2 L''_d}$$

În relația (2.43) se observă că în cazul nesimetriei supratranzitorii ($L''_d \neq L''_q$) în expresia lui D''_q intervine u_d , ceea ce conduce la un nou ciclu iterativ, supra-pus peste iterațiile normale de circulație, de realizare a interfeței la bornele generatoarelor. În cazul în care se neglijează nesimetria supratranzitorie (ipoteză neadoptată în lucrare), iterațiile suplimentare dispar deoarece $D''_q = \frac{E''_q}{L''_d}$ (ceea ce conduce la reducerea accentuată a timpului de calcul). Referitor la problema discutată se remarcă două aspecte suplimentare:

a) În scopul reducerii numărului de iterații autorul utilizează o predicție a

valorii lui u_d la intervalele normale de calcul, folosind o extrapolare polinomială sau metoda celor mai mici pătrate, prezentată în anexa A2.4;

b) în /39/ se recomandă pentru admitanța fictivă a schemei din fig.2.1 valoarea

$$(2.44) \quad Y = \frac{R - j0.5\omega(L_d'' + L_q'')}{R^2 + L_d''L_q''\omega^2}$$

Experiența autorului /294/ dovedește că schema echivalentă din fig.2.1, asociată cu precizarea de la punctul a, conduce la rezultate cel puțin similare cu cele prezentate în /39/.

2.3.2.2. Modelul de ordinul 3.

Pentru stabilirea relațiilor de calcul aferente modelului de ordinul 3 se consideră rezistențele statorice nule și se neglijează înfășurările de amortizare, relațiile (2.35) devenind:

$$(2.45.a) \quad u_d = \omega L_{q(p)} i_q \quad ; \quad (2.45.b) \quad u_q = -\omega L_{d(p)} i_d - \omega G(p) u_E$$

Parametri operaționali din relațiile (2.45) au expresiile:

$$(2.46.a) \quad L_{d(p)} = L_{dd} \frac{1+pT_d'}{1+pT_E'} \quad ; \quad (2.46.b) \quad L_{q(p)} = L_{qq}$$

$$(2.46.c) \quad G(p) = \frac{L_{dh}}{R_E} \frac{1}{1+pT_E'}$$

Introducând variabila suplimentară E_q' definită de relația (2.47) și introducând-o în (2.45.b) rezultă:

$$(2.48.a) \quad E_q' = -\omega [L_{d(p)} - L_d'] i_d - \omega G(p) u_E \quad ; \quad (2.47) \quad E_q' = u_q + \omega L_d' i_d$$

Exprimând E_q' în funcție de tensiuni rezultă:

$$(2.48.b) \quad E_q' = \frac{L_{d(p)} - L_d'}{L_{d(p)}} u_q - \frac{\omega G(p) L_d'}{L_{d(p)}} u_E$$

Trecînd relația (2.48.b) în domeniul timp rezultă ecuația diferențială:

$$(2.49) \quad \dot{E}_q' = \frac{1}{T_d'} \left(\frac{L_{dd} - L_d'}{L_{dd}} u_q - \frac{\omega L_{dh} L_d'}{R_E L_{dd}} u_E - E_q' \right)$$

Valoarea inițială a lui E_q' este dată de relația:

$$(2.50) \quad E_{q0}' = \frac{L_{dd} - L_d'}{L_{dd}} u_{q0} + \frac{\omega L_{dh} L_d'}{R_E L_{dd}} u_{E0}$$

Ecuația de mișcare este cea dată de relația (2.34), adusă la forma (2.41).

Tensiunea transitorie de calcul U_d' se definește pe baza schemei echivalente din fig.

2.2, componentele ei după axele d și q fiind calculate în anexa A2.3:

$$(2.51.a) \quad U_d' = \frac{L_{qq} - L_d'}{L_{dq}} u_d$$

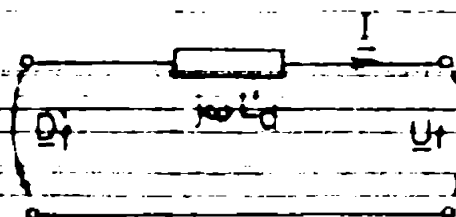


Fig.2.2. Schemă echivalentă pentru d-termi eree tensiunii U_d'

$$(2.51.b) \quad D'_q = E'_q$$

Nesimetria tranzitorie are același efect asupra calculului circulației de puteri ca și nesimetria supratranzitorie, observațiile făcute la modelul de ordinul 5 rămânând valabile și în această situație.

2.3.2.3. Modelul de ordinul 2.

Modelul de ordinul 2 rezultă pe baza ipotezei simplificatoare f din paragraful 2.3.1, corespunzând reprezentării GS printr-o tensiune constantă în spatele unei reactanțe /57/, /83/, /222/.

2.4. Considerarea prezentei miezului magnetic în modelul matematic al generatorului sincron.

2.4.1. Prezentarea problemei.

Modelele matematice adoptate pentru GS în studiile de stabilitate trebuie să țină cont de fenomenele legate de prezența miezului magnetic: histereza, curenții turbionari și saturația. Modelarea în detaliu a acestor fenomene este extrem de dificilă datorită complexității și neliniarității relațiilor de calcul. Deoarece nu ele constituie obiectul studiului, se recomandă găsirea unui compromis rezonabil între modelarea cât mai fidelă a acestor fenomene și dificultățile de calcul legate de modelul adoptat /256/.

Majoritatea lucrărilor utilizează caracteristici sau parametri medii, în care se includ fenomenele legate de prezența miezului magnetic /91/, /200/, /269/, tendință justificată în prezent și de modul de determinare al parametrilor reali ai GS în condiții concrete de funcționare /22/, /68/, /69/, /72/, /76/, /138/, /253/, /275/. În acest mod efectele se introduc prin valoarea parametrilor modelului, fără a fi nevoie de complicarea sa /51/, /69/, /76/, /264/.

În cazul în care obiectul studiului este legat de fenomenele din cadrul mașinii sincrone, cu precădere cele din miezul magnetic, se poate utiliza o modelare analitică complexă, dar numai pentru cazul unui singur generator /143/, /146/, /231/, /241/.

2.4.2. Considerarea histerezei în modelul generatorului sincron.

Prezența fenomenului de histereză are drept principale efecte existența unui flux remanent pe o anumită axă în absența curenților din înfășurările axei respective, apariția unor pierderi suplimentare și a unui cuplu suplimentar, existența unei relații neliniare, dependente de istoria magnetizării, între fluxul din întrefier și curentul de excitație, etc. /58/, /206/, /207/, /146/.

Prezența fenomenului de histereză se poate modela prin două înfășurări suplimentare scurtcircuitate, câte una pe fiecare axă /58/, /206/, /207/, rezultând însă

dificultăți serioase legate de complicarea modelului matematic și cunoașterea parametrilor înfășurărilor. Se remarcă următoarele aspecte suplimentare:

a) efectele fenomenului de histereză sînt totuși cantitativ foarte reduse față de alte fenomene sau elemente ale modelului /58/;

b) prezența histerezei conduce în general la o ușoară mărire a limitelor de stabilitate și a gradului de amortizare a proceselor tranzitorii /207/.

În consens cu alte lucrări /58/, /206/, /207/ se poate aprecia că efectele introduse de histereză în cazul GS de puteri mari (mai ales la turbogeneratoare) se pot neglija.

2.4.3. Considerarea curenților turbionari.

Prezența curenților turbionari în miezul feromagnetic al GS determină apariția unor pierderi suplimentare în fierul mașinii și apariția unui cuplu suplimentar de amortizare. Efectele se manifestă atât în regim staționar (stator), cât și în regim tranzitoriu (stator și rotor), fiind mult mai pronunțate la generatoarele cu rotor masiv, mai ales în anumite regimuri particulare de funcționare (sarcină capacitivă, autosincronizare, funcționare în asincron) /58/, /121/, /143/, /146/, /206/, /207/, /231/, /264/. În studiile de stabilitate nu se pune problema tratării matematice riguroase a curenților turbionari prin soluționarea ecuațiilor lui Maxwell, ci de utilizare sub o anumită formă a rezultatelor obținute printr-o asemenea manieră de tratare a problemei /58/, /144/, /231/. Pe baza concluziilor rezultate din analiza calitativă și cantitativă a efectelor curenților turbionari, se utilizează două moduri distincte de a-i lua în considerare:

a) introducerea unui anumit număr de înfășurări suplimentare scurtcircuitate pe axele d și q /8/, /58/, /69/, /121/, /143/, /207/, /231/;

b) determinarea experimentală sau analitică a impedanțelor operaționale ale GS ținînd cont de prezența curenților turbionari /51/, /69/, /264/, /275/.

Legat de prima metodă, utilizată cu precădere, în cazul studiilor referitoare la cazul unui singur GS legat la un sistem de putere infinită, există o serie de dificultăți privind complicarea excesivă a modelului matematic, determinarea numărului și parametrilor înfășurărilor suplimentare, etc. Inductivitățile operaționale au în acest caz forma:

$$(2.52) \quad L_{j(p)} = \frac{\sum_{i=1}^n \frac{1}{1+pT_{ji}}}{\sum_{i=1}^n \frac{1}{1+pT_{joi}}} \quad ; \quad j = d, q$$

În lucrarea de față, la fel ca în toate lucrările care se referă la SEE complexe, se adoptă ultima manieră de includere a curenților turbionari în modelul GS.

2.4.4. Considerarea saturației.

Saturația miezului feromagnetic al GS are ca efect existența unei legături neliniare între flux și solenatie, inductivitățile fiind independente de gradul de sa-

turare /58/, /91/, /167/, /200/, /203/, /241/. Dintre cele trei fenomene legate de prezența miezului, saturația are cea mai mare influență asupra comportării GS, mai ales în cazul considerării SRA și a unor regimuri particulare de funcționare /17/, /32/, /97/, /119/, /121/, /133/, /176/. În /79/ se afirmă totuși că atunci când se analizează doar STT de primă oscilație, considerarea saturației nu influențează în mod deosebit rezultatele, iar în /103/, /128/ se menționează că fenomenul de saturație este principala cauză a diferențelor dintre rezultatele calculate și cele determinate experimental. În /234/ se apreciază că saturația influențează în mod negativ amortizarea oscilațiilor.

Referitor la considerarea saturației se pun trei probleme principale: modul de reprezentare al curbei de magnetizare, influența cantitativă și calitativă a saturației asupra diverselor categorii de inductivități și influența saturației pe cele două axe ale mașinii.

Modul de reprezentare al curbei medii de magnetizare trebuie tratată în strânsă legătură cu numărul mare de generatoare din sistem, creșterea volumului de calcule și a memoriei utilizate de programele de calcul, mai ales când parametrii se recalculează la fiecare pas al procesului de calcul. În cazul reprezentării analitice se utilizează funcții de diverse tipuri: segmente de dreaptă, segmente de polinoame de diverse puteri, polinoame trigonometrice, polinoame Cebisev, funcții transcendente, etc. /133/, /146/, /164/, /241/, /255/. Determinarea coeficienților funcțiilor de aproximare se realizează prin metodele clasice de interpolare numerică sau prin minimizarea abaterii medii pătratice sau a unui alt indice de performanță. În cazul reprezentării numerice caracteristica se memorează prin puncte, determinarea valorii într-un punct arbitrar realizându-se prin interpolare polinomială.

Pe baza aspectelor prezentate, în lucrare se utilizează două moduri de reprezentare a curbelor de magnetizare:

a) pentru GS din zona de interes curba de magnetizare se introduce prin 9 puncte, aproximându-se analitic prin două segmente de dreaptă și trei segmente de parabolă, în modul prezentat în anexa A2.5;

b) pentru generatoarele mai îndepărtate de zona de interes, curba se modelează în zona neliniară printr-o funcție analitică de tipul:

$$(2.53) \quad x = a + by + cy^3$$

unde coeficienții a, b, c se determină prin metoda minimizării abaterii medii pătratice (anexa A2.5).

În ceea ce privește modul în care saturația influențează diversele categorii de reactanțe, studiile de stabilitate pentru SBE complexe admit aproape în unanimitate următoarele ipoteze /32/, /103/, /110/, /119/, /121/, /133/, /169/, /176/, /210/:

- inductivitățile de dispersie nu sînt afectate de saturație;
- inductivitățile mutuale sînt afectate de saturație în funcție de fluxul rezultant în întregul (se presupune ca rezultat similar la aceeași tensiune magne-

motoare rezultantă la mers în sarcină sau gol);

- caracteristica de mers în gol ilustrează dependența dintre tensiunea în în-
trețier U_f și tensiunea magnetomotoare rezultantă, obținută din curenții de excita-
ție și curenții de reacție statorici.

În realitate ambele categorii de inductivități sînt afectate de saturație, dar
cele de dispersie într-o măsură mult mai mică. Inductivitățile saturate se determi-
nă în funcție de cele nesaturate prin intermediul coeficientului de saturație defi-
nit de relația (2.54), calculul concret al lui k_{sat} făcîndu-se pe baza caracteris-
ticii de magnetizare (fig.2.3 și relația (2.55)):

$$(2.54) \quad L_{sat} = k_{sat} L_{nesat}$$

$$(2.55) \quad k_{sat} = \frac{L_{sat}}{L_{nesat}} = \frac{\phi_{sat}}{\phi_{nesat}} = \frac{AB}{AC}$$

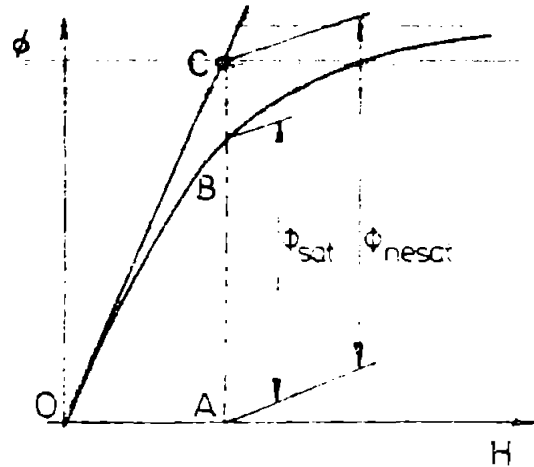


Fig.2.3. Determinarea lui k_{sat} .

Saturația depinde de câmpul magnetic re-
zultant din mașină, influențînd în general
în mod diferit inductivitățile mutuale de pe
cele două axe /91/, /169/. Gradul de diferen-
țiere depinde de tipul constructiv al roto-
rului și solicitarea circuitelor magnetice

ale generatorului. Pentru turbogeneratoare se consideră în general $k_{satq} = k_{satd}$
/119/, /133/, /176/, /241/, numai pentru cele intens solicitate magnetic adoptîndu-
se valori diferite pe cele două axe : $k_{satq} = (0.75-1)k_{satd}$ /91/. Pentru hidroge-
neratoare se poate în general neglija saturația pentru axa q /58/, /241/.

În programele de calcul elaborate s-a prevăzut posibilitatea intrăducerii unor
caracteristici de magnetizare diferite după cele două axe la GS din zona de interes,
iar pentru cele mai îndepărtate s-au adoptat ipotezele menționate anterior.

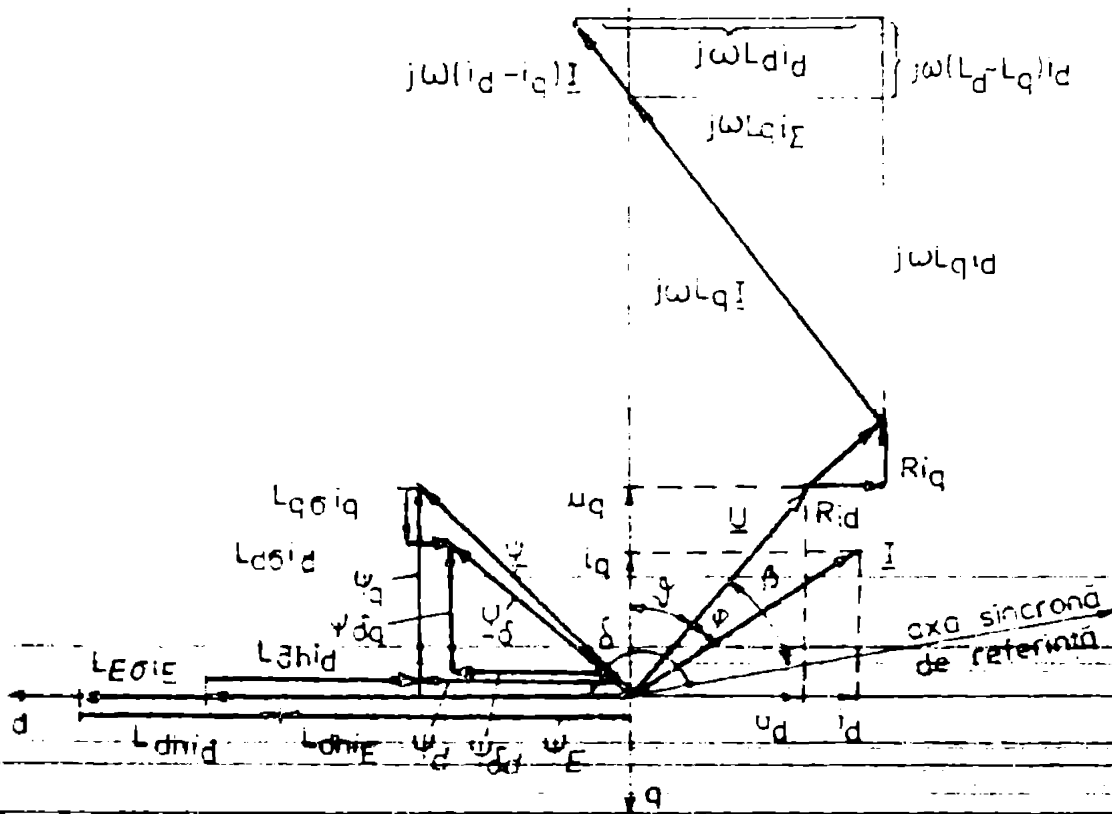
În calculele de regim tranzitoriu parametrii se pot recalcula la fiecare pas,
ceea ce conduce la o creștere destul de accentuată a timpului de calcul, atât din
cauza calculului propriu-zis al parametrilor saturați, cît și a posibilității in-
trăducerii unor iterații suplimentare la realizarea interfeței la bornele genera-
toarelor (calculul circulației de puteri în regim tranzitoriu, relațiile (2.43) și
(2.51) pentru determinarea tensiunilor inertiabile de calcul \underline{D}'' și \underline{D}'). În lucrare re-
calcularea parametrilor în regim tranzitoriu se efectuează doar pentru GS din zona
de interes și cele din imediata apropiere a zonei de interes. Testele efectuate de
autor au condus la concluzia că în cazul unor perturbații de mică și medie inten-
sitate nu este neapărat necesară recalcularea parametrilor afectați de saturație
în timpul regimului tranzitoriu.

2.5. Calculul regimului staționar al generatoarelor sincrone.

Pentru definirea mărimilor în regimul staționar anteperturbat se consideră ecuațiile (2.1) scrise sub forma corespunzătoare acestui regim, adoptându-se notațiile din relațiile (A2.1.1) și (A2.1.2):

$$\begin{aligned}
 (2.56.a) \quad u_{do} &= -R_d i_{do} + \omega_c \psi_{qo} & (2.56.b) \quad u_{qo} &= -R_q i_{qo} - \omega_c \psi_{do} \\
 (2.56.c) \quad u_{Bo} &= R_B i_{Bo} & (2.56.f) \quad C_m &= \psi_{qo} i_{do} - \psi_{do} i_{qo} \\
 (2.56.d) \quad i_{Do} &= 0 & (2.56.g) \quad \psi_{do} &= (L_{d\sigma} + L_{dh}) i_{do} + L_{dh} i_{Bo} = L_{d\sigma} i_{do} + \psi_{\delta do} \\
 (2.56.e) \quad i_{Qo} &= 0 & (2.56.h) \quad \psi_{so} &= (L_{B\sigma} + L_{dh}) i_{Bo} + L_{dh} i_{do} = L_{B\sigma} i_{Bo} + \psi_{\delta do} \\
 (2.56.i) \quad \psi_{do} &= L_{dh} (i_{do} + i_{Bo}) = \psi_{\delta do} & (2.56.k) \quad \psi_{qo} &= L_{qh} i_{qo} = \psi_{\delta qo} \\
 (2.56.j) \quad \psi_{qo} &= (L_{q\sigma} + L_{qh}) i_{qo} = L_{q\sigma} i_{qo} + \psi_{\delta qo}
 \end{aligned}$$

Diagrama fazorială corespunzătoare sistemului de ecuații (2.56) este prezentată în fig.2.4.



Deoarece din circulația de puteri pentru regimul staționar anteperturbat la momentul $t=0^-$ se cunosc puterea activă și reactivă debitată de generator, P_0 și Q_0 , și modulul și faza tensiunii la bornele generatorului, U_0 și β_0 , ordinea calcule-

lor este cea prezentată în continuare :

Fig. 2.4. Diagrama fazorială a generatorului sincron.

$$\begin{aligned}
 (2.57) \quad \beta_0 &= \arctg \frac{P_0 \omega_c L_{qq} - Q_0 R_q}{U_0^2 + P_0 R_q + Q_0 \omega_c L_{qq}} & (2.58) \quad \delta_0 &= \beta_0 + \pi/2 \\
 (2.59) \quad u_{do} &= -U_0 \sin \beta_0 & (2.60) \quad u_{qo} &= -U_0 \cos \beta_0 \\
 (2.61) \quad i_{do} &= -(P_0 \sin \beta_0 + Q_0 \cos \beta_0) / U_0 & (2.62) \quad i_{qo} &= -(P_0 \cos \beta_0 - Q_0 \sin \beta_0) / U_0 \\
 (2.63) \quad -\dot{\psi}_{do} &= (u_{qo} + R_q i_{qo}) / \omega_c + L_{d\sigma} \dot{i}_{do} & (2.64) \quad -\dot{\psi}_{qo} &= (u_{do} - R_d i_{do}) / \omega_c + L_{q\sigma} \dot{i}_{qo} \\
 (2.65) \quad \dot{\psi}_{dt} &= \sqrt{\dot{\psi}_{\delta d}^2 + \dot{\psi}_{\delta q}^2}
 \end{aligned}$$

În funcție de valoarea lui ψ_{qd} , în modul prezentat în paragraful 2.4.3, se determină k_{satd} și k_{satq} , recalculându-se în continuare parametrii afectați de saturatie:

$$(2.66) \quad L_{dh \text{ sat}} = k_{satd} L_{dh} \quad ; \quad (2.67) \quad L_{qh \text{ sat}} = k_{satq} L_{qh}$$

$$(2.68) \quad L_{dd \text{ sat}} = L_{dh \text{ sat}} + L_{d\sigma} \quad ; \quad (2.69) \quad L_{qq \text{ sat}} = L_{qh \text{ sat}} + L_{q\sigma}$$

$$(2.70) \quad L_{EE \text{ sat}} = L_{dh \text{ sat}} + L_{E\sigma} \quad ; \quad (2.71) \quad L_{DD \text{ sat}} = L_{dh \text{ sat}} + L_{d\sigma}$$

$$(2.72) \quad L_{QQ \text{ sat}} = L_{qh \text{ sat}} + L_{q\sigma}$$

Se remarcă în mod suplimentar următoarele două aspecte legate de procesul de calcul:

a) Pentru turbogeneratoare calculul se face iterativ, repetându-se relațiile (2.57) și (2.59)-(2.69), deoarece în expresia lui i^k intervine L_{qq} . Condiția de terminare a procesului de calcul este de forma:

$$(2.73) \quad |i^k - i^{k-1}| < \varepsilon$$

Experiența autorului /294/ demonstrează că procesul de calcul se stabilizează în $k=(3-4)$ iterații, cu o precizie impusă de $\varepsilon = 10^{-5}$ rad.

b) Pentru hidrogeneratoare, la care $k_{satq} = 1$, saturatia se calculează în raport cu ψ_{qd} . Deoarece s-a considerat că L_{qq} nu este afectat de saturatie, calculul este neiterativ.

În continuare, cunoscând rezistențele înfășurărilor, se determină constantele de timp în modul indicat în anexa A2.1. Apoi, utilizând relațiile (2.56.b), (2.56.c) și (2.56.g), rezultă:

$$(2.74) \quad u_{Eo} = (-u_{qo} - R i_{qo} - \omega_o L_{dd} i_{do}) \frac{R_3}{\omega_o L_{dh}}$$

De asemenea, se determină valorile tensiunilor tranzitorii și supratranzitorii de tip B și D cu relațiile (2.42)-(2.43) pentru modelul de ordinul 5, respectiv (2.50) și (2.51) pentru modelul de ordinul 3.

În diversele momente ale regimului tranzitoriu se calculează în mod iterativ, din cauza nesimetriei supratranzitorii, respectiv tranzitorii, tensiunile inerti-
ale de tip D (cu relațiile (2.43)) sau D (cu relațiile (2.51)) și circulația de pu-
tari în sistem, rezultând în final valorile stabilizate pentru tensiunea și curen-
tul la bornele generatorului. Pe baza lui U și I , respectiv a unghiurilor β și δ
cunoscute (din circulația de puteri, respectiv integrarea ecuației de mișcare), re-
zultă componentele tensiunii și curentului după axele d și q cu relațiile (2.59),
(2.60), (A2.3.1) și (A2.3.2) sau (A2.3.7) și (A2.3.8). Se aplică în continuare ne-
iterativ relațiile (2.55)-(2.62) pentru recalcularea parametrilor afectați de sa-
turație corespunzător noului punct de funcționare, corectându-se apoi coeficienții
ecuațiilor diferențiale.

~~2.6. Modele adoptate pentru generatorul sincron.~~

Pe baza celor prezentate în subcapitolele anterioare, respectându-se conceptul modelării ierarhizate a elementelor de sistem, se propun pentru calculele de stabilitate un număr de 5 modele de diferite grade de complexitate /59/. Principalele caracteristici ale modelelor sînt prezentate în tabelul 2.3.

Tabelul 2.3.

Model	1	2	3	4	5
Caracteristici					
Ordinul modelului	5	5	5	3	2
SRAB inclus în model	x	x	x	x	
Infășurări de amortizare	x	x	x		
SRAV inclus în model	x	x	x		
Saturația variabilă	x	x			
Rezistența statorică, cuplu de frecare	x				

Pentru modelele nr.1, 2 și 3 sînt valabile relațiile prezentate în paragraful 2.3.2.1 referitor la modelul de ordinul 5, cu următoarele precizări:

a) la modelul nr.2 și 3 rezistențele statorice se considerî mule;

b) la modelul nr.3 nu se mai recalculează parametri afectați de saturație în decursul procesului de calcul al regimului tranzitoriu, considerîndu-se valorile saturate din regimul staționar anteperturbatie.

Pentru modelul nr.4 sînt valabile relațiile prezentate în paragraful 2.3.2.2 referitor la modelul de ordinul 3, iar modelul nr.5 este modelul clasic de tensiune constantă în spatele unei reactanțe.

Capitolul 3

SISTEMELE DE REGLARE AUTOMATA SI PROBLEMA STABILITATII GENERATOARELOR SINCRONE DIN CADRUL SISTEMELOR ELECTROENERGETICE COMPLEXE

3.1. Sistemul de excitație și sistemul de reglare automată a excitației.

3.1.1. Rol, elemente componente și tipuri de SE și SRAE.

SE și SRAE aferente GS cuprind ansamblul dispozitivelor destinate obținerii și reglării curentului de excitație. Ele au un rol deosebit de important în ceea ce privește funcționarea GS, atât în regim staționar cât și în regim tranzitoriu, având o influență din ce în ce mai pronunțată asupra stabilității grupurilor de putere unitară mare din cadrul SEE actuale.

În acest context, SE și SRAE trebuie să satisfacă un număr mare de cerințe /20/, /58/, /106/, /153/, /269/, /279/:

- a) asigurarea reglării corespunzătoare a tensiunii la borne în regim staționar, realizată în general prin valori mari ale coeficientului de amplificare al SRAE;
- b) menținerea STS a generatorului într-o gamă largă de regimuri de funcționare;
- c) asigurarea unor limite sporite de STT de primă oscilație prin posibilități sigure de fortare a excitației până la plafoane ridicate, independent, pe cât posibil, de nivelul de tensiune din sistem;
- d) contribuție cât mai mare la amortizarea oscilațiilor de diferite amplitudini și frecvențe în scopul îmbunătățirii calității proceselor tranzitorii și evitării pierderii stabilității la a doua sau a treia oscilație (cerința se referă atât la oscilațiile de pe partea "activă", cât și cele "reactive");
- e) siguranță mare în funcționare, cel puțin la nivelul gradului de fiabilitate al GS și MP;
- f) dimensiuni și putere de excitație cât mai reduse (de ordinul de mărime a 0,002-0,005 urn în regim normal, respectiv 0,01 urn în regim de fortare a excitației pentru grupurile de putere unitară mare din sistem);
- ~~g) cost redus (5-10 % din costul grupului) și întreținere cât mai simplă;~~
- h) limitarea apariției supratensiunilor și evitarea excitării oscilațiilor torsionale.

Se remarcă în mod special tendințele existente în ultima perioadă privind cumulara unor funcții complexe de către SE și SRAE în scopul satisfacerii cerințelor clasice și a îmbunătățirii funcționării SEE în ansamblu /60/.

Necesitatea satisfacerii cerințelor impuse, corelată cu progresele tehnologice atinse, a condus la existența unui număr foarte mare de tipuri de SE și SRAE, fapt care îngreunează orice încercare de clasificare sau abordare unitară a lor. Se menționează că în literatură există o serie de încercări de clasificare /58/, /269/ după un număr mare de criterii: tipul sursei de energie utilizate, natura sursei primare care alimentează înfășurarea de excitație a GS, principiul de funcționare

al SE, respectiv SRAE, caracterul mobil sau imobil al elementelor componente, modul de realizare al excitației excitatoarei, modul de cuplare al SE cu arborele generatorului, etc. Se poate aprecia că la ora actuală, din punctul de vedere al calculelor de stabilitate, prezintă interes următoarele tipuri de SE:

a) SE care utilizează ca excitatoare principală un generator de cc coaxial cu GS, cu excitație separată (alimentată prin amplidine, amplificatoare magnetice sau redresoare de putere, comandate sau necomandate) sau mixtă, caracteristică grupurilor mai vechi și de putere relativ mai redusă din cadrul SEB /20/, /190/;

b) SE care utilizează ca excitatoare principală generatoarele de ca coaxiale cu GS, alimentând înfășurarea de excitație a GS prin redresoare statice comandate sau necomandate; reglajul excitației excitatoarei se realizează prin intermediul unor amplidine, amplificatoare magnetice sau redresoare comandate /20/, /106/, /219/;

c) SE care utilizează ca excitatoare principală generatoarele de ca cu inductorul în stator, coaxiale cu GS, alimentând înfășurarea de excitație a GS prin redresoare rotitoare, comandate sau necomandate /20/, /82/, /106/, /279/;

d) SE statice, alimentate prin transformatoare legate la bornele GS, utilizând redresoare comandate /20/, /24/, /75/, /106/, /190/, /279/; cu toate dezavantajele legate de forțarea excitației, se consideră drept nejustificate cheltuielile suplimentare legate de SE rotative coaxiale cu GS /24/, apreciindu-se că acestea ar conduce la înrăutățirea amortizării oscilațiilor;

e) SE statice alimentate de transformatoare de excitație care dau un semnal dependent atât de tensiunea la bornele GS, cât și de curentul statoric /20/.

Se menționează că SE prezentate anterior realizează constante de timp de diverse valori, de ordinul de mărime a (0.01-0.06)s (cele cu redresoare statice comandate sau necomandate), respectiv zecimi de secunde (cele cu excitatoare de cc),

Din punct de vedere constructiv și SRAE prezintă o mare diversitate, utilizându-se la ora actuală sisteme electromecanice, electromagnetice, electrice și electronice. Coeficienții de amplificare și constantele de timp acoperă un domeniu foarte larg de valori, nefiind în general corelate pe ansamblul SEB. Din punctul de vedere al calculelor de stabilitate prezintă interes clasificarea după legea de reglare realizată de SRAE și mărimea de intrare în regulator:

a) SRAE cu acțiune discontinuă;

b) SRAE cu acțiune continuă

- sisteme cu reglare proporțională

- fără compundaj (utilizează ca mărime de intrare doar abaterea tensiunii la bornele GS sau de pe barele de înaltă tensiune ale transformatorului bloc);

- cu compundaj (utilizează și alte mărimi de intrare, ca semnale suplimentare cu valoare nenulă în regiile staționare);

- sisteme cu reglare intensivă (puternică sau profundă), care, pe lângă semnalele anterioare, utilizează și derivatele de ordinul I sau II ale unor mărimi electrice.

Grupurile generatoare din cadrul SEEB al RSR prezintă o mare diversitate în

privința SE și SRAE utilizate, regăsindu-se în bună parte toată gama de tipuri și valori prezentată anterior.

3.1.2. Modelizarea SE și SRAE în studiile de stabilitate.

În studiile de stabilitate SE și SRAE se reprezintă în general prin scheme bloc, mai simple sau mai complicate, și funcțiile de transfer corespunzătoare elementelor modelate. Complexitatea modelelor utilizate se stabilește pe baza conceptelor de bază prezentate în subcapitolul 2.1, studiile legate de utilizarea SE și SRAE pentru îmbunătățirea stabilității solicitând o atenție sporită în acest sens.

Un număr relativ mare de lucrări neglijează elementele neliniare din cadrul modelelor SE și SRAE, mai ales pe cele de tip limitare, adoptându-se ipoteza simplificatoare, în multe cazuri nejustificată, a unor perturbații relativ reduse, care nu conduc la depășirea limitelor /1/, /36/, /37/, /58/, /86/, /89/, /90/. Multe ipoteze de această natură caută doar să elimine dificultățile de calcul introduse de neliniarități.

Principalele blocuri funcționale componente ale SE și SRAE, corespunzător schemei de principiu din fig.3.1 sunt următoarele: traductorul tensiunii la borne și dispozitivul de compundaj, regulatorul automat al excitației, excitatoarea, reacțiile interne de stabilizare și canalele cu semnale suplimentare.

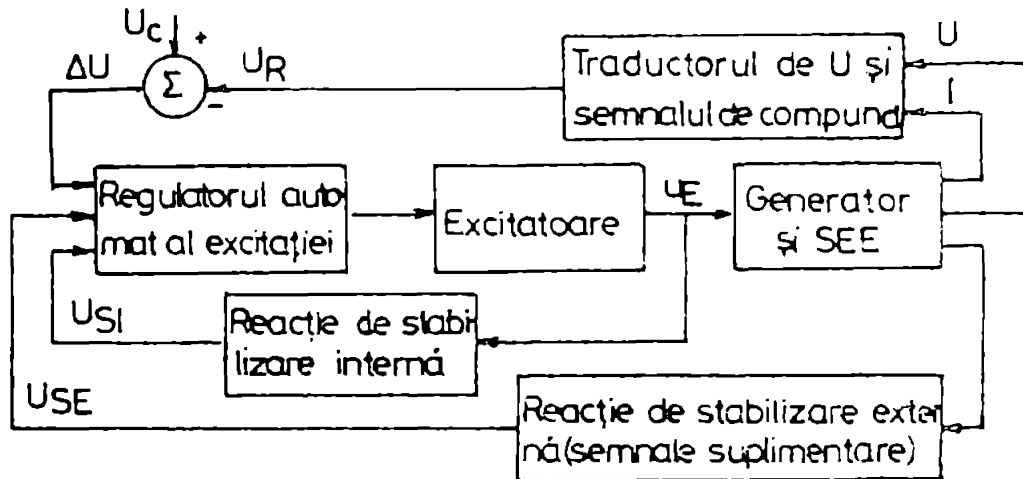


Fig.3.1. Schema bloc principiață a SE și SRAE.

Schema generală de reprezentare a SE și SRAE, care înglobează marea majoritate a variantelor utilizate în literatură, este prezentată în fig.3.2.

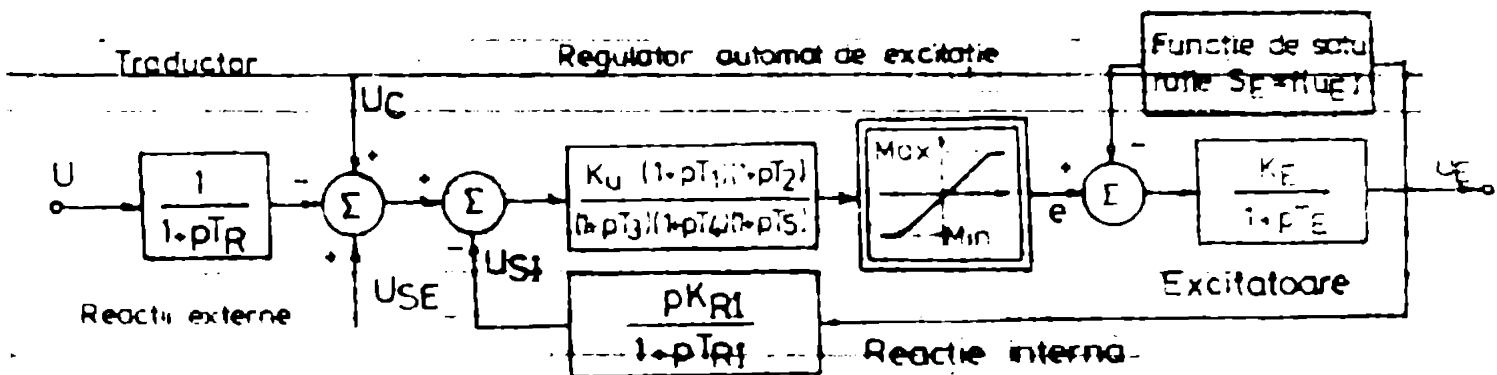


Fig.3.2. Schema generală pentru reprezentarea SE și SRAE.

Revenind la modul de utilizare și simplificarea schemei din fig.3.2 se remarcă următoarele aspecte:

a) marea majoritate a lucrărilor neglijează constanta de timp T_R , care modelează întârzierea introdusă de sistemul de măsură, filtrare și conversie a tensiunii la borne, din cauza valorii sale foarte reduse /289/;

b) un număr foarte mare de lucrări /1/, /40/, /91/, /104/, /172/, /282/, /287/, /289/ utilizează schema prezentată considerînd $T_R = T_1 = T_2 = T_4 = T_5 = 0$, variantă care corespunde cu recomandările IEEE pentru SRAE cu acțiune continuă /289/;

c) se subliniază importanța considerării saturației la excitatoarele rotative, modul concret de soluționare fiind prezentat în /287/ (neglijarea saturației conduce la rezultate pesimiste în privința limitelor de stabilitate /226/);

d) în /289/ se recomandă varianta prezentată la punctul b, dar cu semnalul de reacție internă luat de la ieșirea regulatorului în loc de ieșirea excitatoarei;

e) în /178/ se utilizează schema din fig. 3.2 fără reacție de stabilizare internă și cu funcția de saturație înlocuită cu un bloc nelinier de tip limitare (similar cu cel de la ieșirea regulatorului);

f) în /58/, /77/, /144/, /156/, /196/, /210/, /279/ se utilizează varianta de la punctul e, cu $T_2 = T_4 = T_5 = 0$ și $K_E = 1$, iar în /86/, /95/, /152/, /272/, /279/, /283/ se adaugă condiția $T_1 = 0$;

g) în /43/, /88/, /188/ se utilizează varianta de la punctul b cu $K_E = 1$ și funcția de saturație înlocuită cu un bloc nelinier de tip limitare;

h) prin considerarea lui $T_R = 0$ și reprezentarea printr-un singur bloc se ajunge la schema simplă din fig. 3.3 /1/, /36/, /43/, /58/, /90/, /238/, utilizată de un număr mare de lucrări fără considerarea reacției de stabilizare sau a blocului nelinier de limitare /6/, /37/, /58/, /86/, /175/, /193/.

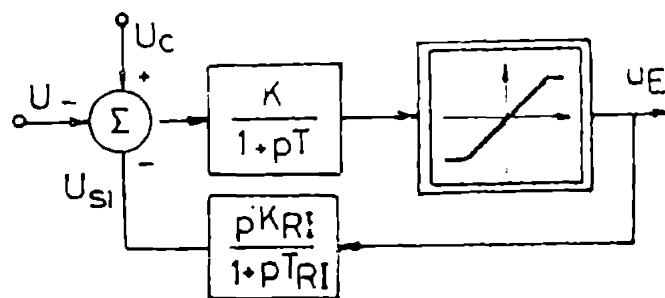


Fig. 3.3. Schema simplă pentru reprezentarea SE și SRAE.

1) Într-un număr mare de lucrări se subliniază necesitatea identificării experimentale a structurii și parametrilor SE și SRAE, mai ales atunci când ele constituie obiectul studiului /40/, /95/, /119/, /156/, /170/, /272/, /282/.

În ceea ce privește canalele care furnizează semnalele suplimentare, reprezentarea lor generală este ilustrată în fig. 3.4 sub o formă relativ mai complicată /90/, /175/, /289/, practic utilizîndu-se forme mai simple. Mărimea U_{ss} poate reprezenta oricare dintre semnalele suplimentare utilizate.

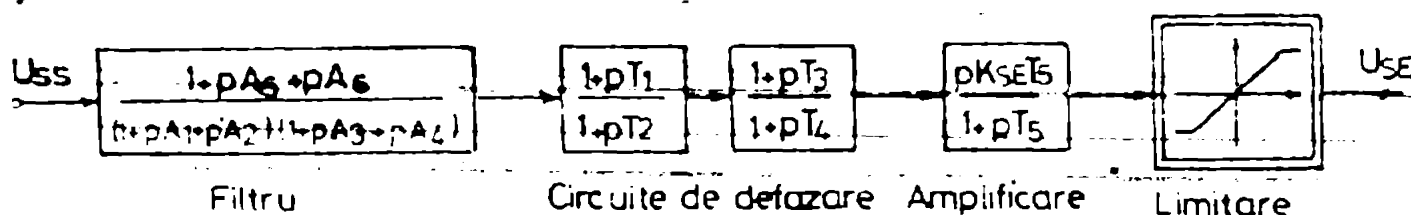


Fig. 3.4. Schema pentru modelarea canalelor cu semnale suplimentare.

În privința neliniarităților de tip limitare care apar în schemele SE și SRAE

este importantă cunoașterea corespondentului lor fizic /289/, în scopul considerării lor corecte în calcule. În acest sens în fig. 3.5 se prezintă două cazuri tipice pentru un bloc cu funcție de transfer simplă.

Pentru cazul din fig. 3.5.a variabila y_1 nu este limitată, iar variabila y_2 este limitată, corespunzând un model matematic în care procesul de integrare al ecuației diferențiale nu se modifică, dar apare o variabilă suplimentară:

$$(3.1) \quad \dot{y}_1 = T^{-1}(Kx - y_1)$$

$$(3.2) \quad y = \begin{cases} y_1 & \text{pt. } y_1 \in [y_{\min}; y_{\max}] \\ y_{\max} & \text{pt. } y_1 > y_{\max} \\ y_{\min} & \text{pt. } y_1 < y_{\min} \end{cases}$$

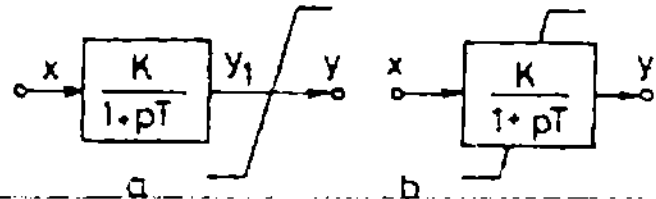


Fig. 3.5. Modul de considerare a limitărilor.

Pentru cazul considerat în fig. 3.5.b corespunde modelul matematic dat de relația (3.3):

$$(3.3) \quad \dot{y} = \begin{cases} T^{-1}(Kx - y) & \text{pt. } y \in [y_{\min}; y_{\max}] \\ 0 & \text{pt. } y = y_{\max} \text{ și } (Kx - y) > 0 \\ 0 & \text{pt. } y = y_{\min} \text{ și } (Kx - y) < 0 \end{cases}$$

În acest caz în momentul atingerii uneia dintre limite variabila y primește valoarea limitei respective, iar derivata sa se anulează pînă la momentul în care semnul lui $(Kx - y)$ se modifică. Calculele efectuate de autor pentru cazuri concrete, considerînd funcții de transfer mai complicate /294/, au condus la moduri diferite de variație pentru mărimea de ieșire, în ipoteza atingerii limitelor.

3.1.3. Influența SE și SRAS asupra stabilității.

În acest paragraf se analizează numai influența SE și SRAS "clasice", utili - zînd un semnal proporțional cu abaterea de tensiune, combinat eventual cu un semnal de compundare clasic, urmînd ca influența semnalelor suplimentare derivate să constituie obiectul paragrafului următor. Din analiza literaturii de specialitate rezultă următoarele concluzii cu caracter mai general:

a) tipul, structura și parametrii SE și SRAS au în general o mare influență asupra stabilității, mai ales cînd este vorba de sistemele moderne cu care sînt echipate grupurile generatoare de putere mare din cadrul SEȘ /14/, /15/, /82/, /119/, /190/, /269/;

b) foarte multe dintre aprecierile calitative și cantitative referitoare la influența SE și SRAS sînt făcute pentru configurația cea mai simplă (un generator racordat la un sistem de putere infinită), nefiind posibilă generalizarea lor pentru generatoare concrete, pentru cazul SEȘ complexe /4/, /12/, /36/, /41/, /68/, /196/, /208/, /232/. Într-un număr mare de lucrări se afirmă necesitatea abordării problemei cu considerarea ansamblului SEȘ, fiind total contraindicată la ora actuală stabilirea parametrilor SE și SRAS doar din considerente locale /11/, /30/, /37/, /88/, /193/, /283/;

c) nu este posibilă stabilirea unor concluzii cu valabilitate generală referitoare la influența parametrilor SE și SRAB, din cauza regimurilor diferite de funcționare ale GS, multiplelor configurații posibile ale SEE, marii varietăți a perturbațiilor care pot apărea, etc. /58/, /74/, /75/. Influența SE și SRAB depinde foarte mult de modul de încadrare al generatorului în sistem, răsărind-se influențe accentuate mai ales în cazul unor sisteme slab buclate, a unor generatoare legate puternic radial sau al unor subsisteme cu linii de interconexiune slabe din punct de vedere electric /13/, /58/, /190/;

d) STS și STT, respectiv reducerea amplitudinii primei oscilații și amortizarea oscilațiilor următoare, impun cerințe contradictorii parametrilor SE și SRAB: din punctul de vedere al STT de primă oscilație, SE și SRAB trebuie să asigure o amplificare cât mai mare și constante de timp reduse, iar din punctul de vedere al STS, respectiv al amortizării oscilațiilor ulterioare la mari perturbatii, se impun cerințe de sens contrar. La stabilirea parametrilor SE și SRAB trebuie găsită o soluție de compromis, pentru satisfacerea corespunzătoare a ambelor cerințe /24/, /74/, /86/, /269/;

e) în /190/ se apreciază că parametrii cu cea mai mare influență la mari perturbatii sînt timpul de răspuns al SE și SRAB, viteza răspunsului și mărimea plafonului de excitație. Plafioanele ridicate conduc în general la îmbunătățirea STT de primă oscilație /7/, /86/, /170/, dar câștigul nu este întotdeauna pe măsura costurilor suplimentare implicate de mărirea plafonului /86/, /106/. Creșterea doar a plafonului de excitație, fără asigurarea unei viteze corespunzătoare a răspunsului, anulează efectul de îmbunătățire scontat. În /193/ se consideră că plafonul trebuie să fie de minimum 2 urn, atins în maximum 50 ms; același plafon atins în 0.2-0.3 s nu mai are efect semnificativ asupra STT. Se remarcă în acest sens faptul că plafonul, dar mai ales timpul de răspuns, depinde foarte mult de tipul SRAB utilizat, fiind de 0.2-0.4 s la reglatoarele electromecanice, 0.05-0.08 s la reglatoarele cu amplificatoare magnetice și 0.01-0.02 s la cele cu redresoare comandate;

f) în cazul perturbațiilor mari forțarea excitației trebuie făcută după o anumită logică, determinată intuitiv sau pe baza unor studii de optimizare a regimurilor tranzitorii /87/, /155/, /247/, care sigur prevede menținerea tensiunii de excitație în plafonul superior pînă la un moment apropiat de primul maxim de oscilație, urmată de o dezexcitare rapidă și o a doua revenire în plafonul pozitiv;

g) SE și SRAB moderne, cu redresoare comandate, care realizează în general amplificări mari și viteze foarte mari de răspuns, conduc în general la o înrăutățire considerabilă a amortizării oscilațiilor /40/, /74/, /75/, /86/, /170/, /232/, fiind necesară utilizarea unor semnale suplimentare pentru anularea acestui efect. În unele cazuri se poate ajunge la instabilitate la oscilațiile următoare din cauza parametrilor necorespunzători ai SRAB /36/, /37/, /216/, /226/, /238/;

3.1.4. Utilizarea semnalelor suplimentare la SRAE în scopul îmbunătățirii stabilității.

3.1.4.1. Scopul și domeniul de utilizare a semnalelor suplimentare.

Așa cum s-a menționat anterior, o serie de caracteristici ale GS de mare putere din cadrul SBE și ale SE și SRAE aferente au condus în ultima perioadă la înrăutățirea condițiilor de stabilitate și la deteriorarea calității proceselor tranzitorii. Afirmatia se referă atât la oscilațiile "electromecanice" ale unor generatoare față de sistemul la care sînt conectate, caracterizate în general prin frecvențe de 1-3 Hz, cât și la oscilațiile relativ mai lente, caracteristice unor subsisteme legate între ele prin linii de interconexiune mai slabe din punct de vedere electric, în domeniul de frecvențe de 0.1-0.8 Hz /12/, /36/, /74/, /155/, /272/, /285/. Una dintre căile cele mai eficiente de remediere a acestei situații este reglarea intensivă a excitației, utilizîndu-se pe lângă semnalele clasice de intrare (abaterea tensiunii la borne, cu sau fără semnal de compundare după curent sau putere reactivă) o serie de semnale suplimentare derivative legate de unghiul intern, viteza unghiulară, accelerația, puterea electrică, curentul de excitație, viteza de variație a tensiunii la borne, etc. Rezultatele scontate vizează îmbunătățirea calității proceselor tranzitorii care apar în urma unor perturbații, mărirea pronunțată a amortizării oscilațiilor, creșterea limitei de SPS în regiuri de încărcare capacitivă, fără a se ajunge însă la înrăutățirea STT de primă oscilație sau deteriorarea modului de variație (restabilire) a tensiunii la bornele GS.

În legătură cu utilizarea semnalelor suplimentare la SRAE se remarcă următoarele aspecte cu caracter mai general:

a) ~~semnalele suplimentare se utilizează atât la generatoarele mai vechi, echipate cu SE rotative de cc și SRAE electromagnetice /40/, /82/, /238/, cât și la cele echipate cu SE și SRAE moderne, cu viteză mare de răspuns /74/, /86/, /192/; eficacitatea reglării intensive a excitației este mult mai mare la SE și SRAE moderne, dar nu se poate neglija nici prima categorie, deoarece generatoarele respective vor mai funcționa multă vreme în cadrul SBE /238/;~~

b) ~~alegerea GS din cadrul SBE la care să se utilizeze SRAE cu acțiune intensivă, în scopul ameliorării comportării sistemului în ansamblu, trebuie să se facă pe baza analizei unui mare număr de regimuri de funcționare, precum și a aplicării secvențiale a SRAE intensiv la un anumit număr de generatoare /107/;~~

c) ~~efectul principal obținut prin utilizarea corectă a reglării intensive a excitației este îmbunătățirea calității procesului tranzitoriu care apare în urma unor perturbații, în sensul amortizării mult mai puternice și rapide a oscilațiilor și mărirea limitelor de stabilitate /24/, /36/, /40/, /165/, /152/, /226/, /272/;~~

d) ~~efectele obținute depind mult de poziția GS în cadrul SBE și regimul de funcționare al generatorului; se remarcă eficacitatea mare a reglării intensive în cazul generatoarelor îndepărtate, legate de sistem prin linii de lungime electrică~~

mare /58/, /190/, /269/, respectiv eficacitatea relativ scăzută la regimul de mers în gol sau încărcări active reduse /36/, când pot conduce chiar la instabilitate;

e) utilizarea semnalelor suplimentare poate conduce la o ușoară întârziere a STT de primă oscilație /24/, respectiv la variații necorespunzătoare a tensiunii /86/; în scopul preîntâmpinării atingerii unor valori sedorite ale tensiunii la borne, în anumite regimuri de funcționare se impune limitarea sau deconectarea semnalelor suplimentare /24/, /40/, /170/, /238/; în unele lucrări se recomandă deconectarea semnalului când tensiunea la borne iese din banda de $\pm 10\%$ (față de tensiunea nominală) și reconectarea la revenirea și menținerea tensiunii în bandă timp de 0.1 s /170/, iar în altele se recomandă reconectarea fără temporizare la revenirea tensiunii /238/;

f) este foarte importantă stabilirea corectă a parametrilor canalelor cu semnale suplimentare, în scopul realizării avantajelor scontate pentru o gamă largă de regimuri de funcționare. În /135/ se afirmă că sigur cuplul de amortizare are un maxim la modificarea parametrilor, iar cuplul de sincronizare are o variație monotonă. Un mare număr de lucrări subliniază necesitatea acordării canalelor de semnale suplimentare (și a SRAE în general) ținând cont de comportarea ansamblului SEB din care face parte generatorul /36/, /104/, /165/, /172/, /185/, /232/. În același context, în /52/, /105/ se recomandă ca acordarea să fie făcută în condiții de exploatare și verificată periodic;

g) la GS cu excitație după două axe se recomandă utilizarea semnalelor suplimentare în principal la regulatorul de unghi /5/, acestea fiind derivate de ordinul I și II ale unghiului δ . Prin calcule și rezultate obținute pe un model experimental se atestă calitățile unui reglaj adaptiv pe canalele suplimentare;

h) un număr mare de lucrări determină parametrii canalelor suplimentare ale SRAE utilizând teoria controlului optimal liniar /7/, /12/, /142/, /155/, /235/ pentru cazul unui singur generator legat la un sistem de putere infinită sau al unui număr redus de generatoare modelate simplu. Dificultățile și problemele legate de aplicarea acestei metode la SEB complexe și pentru cazul unor mari perturbații sînt prezentate în subcapitolul 5.1;

1) satisfacerea tuturor cerințelor impuse se poate realiza numai prin utilizarea unor tehnici de reglaj adaptiv pe canalele de semnale suplimentare /36/, /93/, /114/. Acest lucru se justifică și prin faptul că în cazul unor mari perturbații

SEB este un sistem puternic neliniar, contracararea fiind posibilă tot cu acțiuni neliniare /24/. În /114/ se recomandă utilizarea unor semnale de amplitudine redusă la mici perturbații, respectiv a unor semnale puternice la mari perturbații, iar în /7/, /73/, /78/, /151/, /174/, /195/, /202/ utilizarea controlului adaptiv integral, cu semnale de viteză unghiulară și accelerație la SRAE și SRAV.

3.1.4.2. Semnale suplimentare în funcție de viteza unghiulară.

Principalul scop al reglării intensive a excitației fiind amortizarea oscilațiilor cauzate în primul rînd de modificarea vitezei unghiulare în timpul fenomen-

nelor tranzitorii, rezultă în mod firesc posibilitatea utilizării unor semnale proporționale cu abaterea vitezei unghiulare, în scopul obținerii unor cupluri de amortizare suplimentare (cupluri în contrafază cu $\Delta\omega$). Semnalul $\Delta\omega$ a fost primul utilizat în acest scop, folosirea lui fiind foarte răspândită și la ora actuală /24/, /36/, /37/, /39/, /40/, /52/, /75/, /86/, /93/, /106/, /131/, /132/, /170/, /172/, /175/, /185/, /192/, /210/, /216/, /226/, /272/, /274/. Funcția de transfer prin care se aduce semnalul în susatorul principal al SRAS trebuie să compenseze întârzierea introdusă de SE, pentru a rezulta un cuplu în fază cu $-\Delta\omega$. Compensarea întârzierii se realizează prin circuite de defasare, mai dificil de realizat practic la SRAS convenționale rotative de cc /24/, /74/, /171/. Un efect similar se realizează prin înfășurarea semnalului de viteză cu un semnal de accelerație /13/, /172/, /24/.

Schema utilizată corespunde în principiu în majoritatea lucrărilor cu cea prezentată în fig.3.4, valorile numerice ale parametrilor depinzând de SE și SE concret la care se utilizează. Pentru valori tipice ale amplificării pe canalul principal al SRAS (corespunzător abaterii de tensiune), de ordinul de mărime a 5-20 urm, amplificarea necesară pentru semnalul de viteză unghiulară, în domeniul frecvențelor de interes, este direct proporțională cu amplificarea de pe canalul principal și invers proporțională cu constanta de timp a înfășurării de excitație și frecvența oscilațiilor /171/.

Principala dificultate legată de utilizarea semnalului de viteză este cea introdusă de necesitatea unor traductoare de viteză de bună calitate, cu o sensibilitate relativ ridicată (capacitatea de a sesiza abateri de 0.01 %) și un nivel redus de zgomot /25/, /171/. În cazul utilizării unor metode clasice de măsurare a vitezei, pe cale mecanică (metode tahometrice) sau pe cale optică (metode stroboscopice), principala sursă de zgomote o constituie vibrațiile transversale ale arborelui /39/, /74/, /172/. Pentru eliminarea acestor zgomote s-au încercat o serie de soluții, vizând utilizarea a două traductoare dispuse la 180° , precum și o filtrare electrică puternică a semnalului de viteză; filtrele prezintă dezavantajul introducerii unor întârzieri care la rândul lor trebuie compensate.

O a doua sursă de zgomote, mai ales în cazul turbogeneratoarelor, o constituie ~~oscilațiile torsionale, datorate transferului de energie în perioada fenomenelor tranzitorii între diversele părți ale sistemului aflat în mișcare de rotație (corespunzător corpurilor turbinei, respectiv generatorului însuși)~~. Semnalul de viteză poate amplifica aceste oscilații printr-un fenomen de rezonanță, care în regimuri de slabă încărcare a generatorului poate duce la distrugerea mecanică a arborelui /25/, /86/, /105/, /170/, /171/, /172/, /192/, /274/. În scopul prevenirii unor asemenea situații se adoptă în general două categorii de soluții:

a) utilizarea unor filtre electrice care să elimine efectul oscilațiilor torsionale /25/, /156/, /105/, /172/;

b) alegerea semnalului de viteză dintr-un nod al oscilațiilor torsionale, recomandându-se amplasarea traductoarelor între cele două corpuri de joasă presiune ale turbinei /86/, /105/, /274/.

Totuși, s-au obținut rezultate bune și cu aceste tipuri de traductoare, mai ales la hidrogeneratoare, în /58/ remarcându-se faptul că SRAE împreună cu canalul suplimentar de viteză se comportă aproape ca un regulator ideal. Semnalul se poate culege de la mai multe grupuri, în scopul eliminării efectului oscilațiilor dintre grupurile aceleiași centrale.

Pentru eliminarea dezavantajelor menționate se caută alte metode de obținere a semnalului de viteză, care să asigure un raport zgomot/semnal util cât mai redus: metode bazate pe bilanțul de puteri și integrarea semnalului de accelerație astfel obținut, cu toate mărimile măsurate electric, metode bazate pe măsurarea frecvenței, cu sau fără corecții, tot pe cale electrică, etc.

Majoritatea lucrărilor remarcă necesitatea limitării semnalului care intră în sumator în scopul prevenirii unor valori nedorite ale tensiunii la borne, mai ales în anumite regimuri particulare de funcționare (insularizare); în asemenea cazuri se recomandă tăierea completă a semnalului.

3.1.4.3. Semnale suplimentare în funcție de frecvență.

Semnalul de frecvență elimină o parte din problemele ridicate de utilizarea semnalului de viteză, mai ales pe cele legate de dificultățile de măsurare, respectiv pericolul excitării oscilațiilor torsionale. Utilizarea semnalului de frecvență este menționată mai frecvent în literatura sovietică, dar apare și în alte lucrări /55/, /69/, /75/, /86/, /142/, /171/, /190/, /226/, /238/, /269/. Măsurarea frecvenței se poate realiza numai cu componente statice, zgomotul fiind mult mai redus ca la semnalul de viteză /74/.

Spre deosebire de semnalul de viteză, semnalul de frecvență, dependent de locul de culegere, este mai eficient la amortizarea modurilor de oscilație dintre subsisteme sau dintre grupurile unei centrale (oscilând coerent), decât la amortizarea oscilațiilor dintre generator și sistem /171/, /238/. Explicația calitativă constă în faptul că frecvența tensiunii de pe barele de medie tensiune sau cele de înaltă tensiune constituie aproape un "nod" relativ la cel de-al doilea mod de oscilație.

... Semnalele de frecvență se recomandă a fi deconectate la ieșirea tensiunii la borne dintr-o bandă de $\pm(5+10)\%$ sau la creșterea accentuată a frecvenței, cu re conectarea temporizată la revenirea între limite /55/, /238/.

Utilizarea semnalelor de frecvență este limitată puternic în unele cazuri din cauza sensibilității accentuate față de "zgomotele" din SRE, produse de exemplu de anumiți consumatori (cuptoare cu arc) /171/.

3.1.4.4. Semnale suplimentare în funcție de accelerație sau putere.

Dificultățile și restricțiile menționate în legătură cu utilizarea semnalelor suplimentare prezentate anterior au impus în ultima perioadă utilizarea unor semnale bazate pe puterea acceleratoare (accelerație), respectiv puterea electrică a generatorului. Ideea folosirii acestor semnale se bazează pe faptul că

viteza poate fi considerată ca o măsură a energiei cinetice immagazinate în masele aflate în mișcare de rotație, reglarea energiei immagazinate atrăgând după sine și reglarea vitezei. Rezultă în mod logic posibilitatea utilizării unei reacții după abaterea energiei immagazinate, care poate fi măsurată prin integrarea abaterii puterii mecanice și puterii electrice.

Unele aplicații utilizează un semnal complet de putere acceleratoare sau accelerație, bazat pe măsurarea lui ΔP_m și ΔP_e /37/, /40/, /86/, /106/, /172/, /210/, iar altele consideră că în timpul fenomenelor tranzitorii puterea mecanică se modifică foarte puțin în raport cu puterea electrică (2% față de zeci de procente), mai ales în cazul unor SRAV mecano-hidraulice, utilizând doar un semnal legat de ΔP_e /4/, /40/, /75/, /86/, /88/, /90/, /93/, /119/, /185/, /226/.

Stabilizatoarele cu semnal de putere sau accelerație contribuie în principal la amortizarea oscilațiilor dintre generatorul considerat și restul sistemului (gama de frecvențe de 1-3 Hz), avînd o influență mai redusă asupra oscilațiilor de frecvență mai scăzută /25/, /40/.

Principala dificultate legată de semnalul de putere acceleratoare (accelerație) constă în necesitatea măsurării atât a puterii electrice cît și a celei mecanice. În timp ce măsurarea corectă și fără zgomote a lui P_e nu prezintă probleme deosebite prin utilizarea traductoarelor Hall /40/, /77/, /171/, măsurarea corectă a lui P_m este foarte dificilă. Atît la turbogeneratoare, cît și la hidrogeneratoare, P_m depinde de un număr mare de variabile, determinarea unor relații analitice fiind dificilă. În /25/ se utilizează presiunea și temperatura aburului în cazan, precum și în diferite corpuri ale turbinei, debitul de abur și poziția supapei de admisie, iar în /172/, /274/ doar presiunea aburului în turbină. Pentru hidrogeneratoare se utilizează poziția aparatului director.

Pentru eliminarea dificultăților menționate, avînd în vedere și variația relativ lentă și redusă a lui P_m în timpul fenomenelor tranzitorii, s-a propus obținerea lui ΔP_m tot pe baza mărimilor electrice /73/, /77/, cu schema de principiu prezentată în fig. 3.6. În acest caz ω se poate

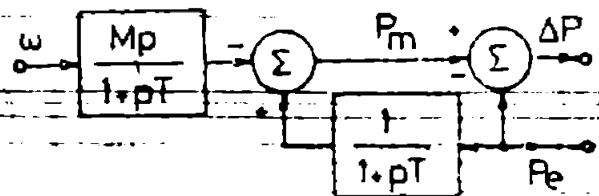


Fig. 3.6. Obținerea semnalului

obține tot pe cale electrică /238/, neexistînd

acum pretenții ridicate de fidelitate, similia-

re cu cele din cazul utilizării abaterii vite-

zei unghiulare ca semnal de reacție. De aseme-

nea, nu este necesară aducerea la zero a sem-

nalului în regim staționar, element deosebit de

important atunci cînd P_m și P_e se măsoară separat /77/.

Semnalele suplimentare de putere prezintă nivelul cel mai redus de interacțiune torsională și sînt cel mai puțin afectate de zgomote /25/, /77/, /171/.

În cazul utilizării doar a semnalului de putere electrică este necesară deconectarea canalului la intrarea în acțiune a dispozitivului de închidere rapidă a admisiei la mașina primară, precum și la redeschiderea admisiei /30/, /40/, unele lucrări recomandînd chiar renunțarea la semnalele de putere în cazul utilizării

închiderii rapide a admisiei /74/. Totuși, se apreciază că schema prezentată în /77/ minimizează importanța acestui factor /194/. La încărcări active ale generatorului sub 50 % se recomandă de asemenea deconectarea canalului de putere electrică sau accelerație.

3.1.4.5. Alte semnale suplimentare.

Pe lângă semnalele suplimentare prezentate anterior, utilizate cel mai frecvent, se mai menționează următoarele aspecte, în general cu o aplicabilitate mai redusă (în afară de cel prezentat la punctul a):

a) utilizarea combinată a unui semnal de viteză și a unui de accelerație (sau putere), în scopul eliminării circuitelor de defazare necesare în cazul prezentei doar a semnalului de ω /13/, /37/, /86/, /171/, respectiv a unui semnal de frecvență combinat cu derivatele sale de ordin superior /55/, /86/, /193/;

b) utilizarea unor semnale proporționale cu derivata tensiunii la borne, în principal în scopul îmbunătățirii variației tensiunii în regim tranzitoriu și contracarării unor efecte nedorite ale altor semnale /55/, /93/, /132/, /269/;

c) utilizarea unui semnal suplimentar dependent de viteza de variație a curentului de excitație /55/, /210/, /269/;

d) utilizarea unor semnale suplimentare bazate pe măsurarea unghiului intern al generatorului /24/, /170/, cu dezavantajul unei valori nenule în regim staționar;

e) posibilitatea utilizării unor semnale derivatice de ordin superior (II sau III) /86/, /193/, /270/, fără aplicabilitate practică deosebită.

3.1.5. Modele considerate pentru SE și SRAE.

3.1.5.1. Prezentarea generală a modelelor considerate.

În consens cu cele prezentate în subcapitolul 2.1, referitor la modelizarea elementelor de sistem, și în paragraful 3.1.2, referitor la modelizarea SE și SRAE, și ținând cont de scopul lucrării, se adoptă un număr de 4 modele, de diverse grade de complexitate:

a) modelul nr.1 ("simplu"), utilizat pentru SRAE fără semnale suplimentare cu care sînt echipate GS mai îndepărtate de zona de interes;

b) modelul nr.2 ("intermediar"), utilizat pentru SRAE fără semnale suplimentare cu care sînt echipate GS apropiate și aflate în zona de interes;

c) modelul nr.3 ("Pdif"), utilizat pentru SRAE cu semnale suplimentare cu care sînt echipate GS din centrul Portile de fier 1;

d) modelul nr.4 ("general"), utilizat ca model general pentru SRAE cu semnale suplimentare derivatice.

Pentru fiecare Model se prezintă schema bloc și modelul matematic, inclusiv elementele neliniare, precum și valorile efective sau tipice ale parametrilor. Se scoot în evidență aspectele legate de implementarea modelelor considerate în

ansamblul modelului GS, ca parte integrantă a unui program de calcul complex pentru analiza stabilității SRAE de mari dimensiuni.

Majoritatea mărimilor care intervin în modelele matematice ale SRAE sînt exprimate în urs, obținerea lor în funcție de unitățile uzuale (urn sau ua) fiind precizată în anexele corespunzătoare. Pentru mărimile din modelele nr. 3 și 4 care au o semnificație fizică clară s-a păstrat exprimarea în ua, din considerente practice de interpretare a rezultatelor (unitățile respective fiind menționate distinct în cadrul relațiilor de calcul).

Funcțiile de transfer aferente blocurilor din cadrul celor patru modele considerate sînt de trei categorii:

- a) proporționale, cu temporizare de ordinul I (fig. 3.7.a);
- b) derivate, cu temporizare de ordinul I (fig. 3.7.b);
- c) proporțional derivate, cu temporizare de ordinul I (fig. 3.7.c);
- d) proporțional derivate, cu temporizare de ordinul II (fig. 3.7.d).

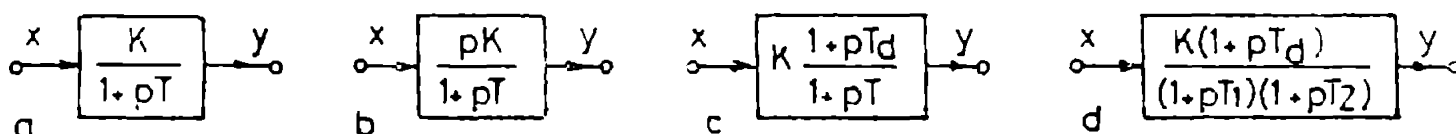


Fig. 3.7. Blocurile elementare din cadrul modelelor SE și SRAE.

Modelele matematice în domeniul timp, corespunzătoare funcțiilor de transfer din fig. 3.7 sînt prezentate în anexa A3.1, fiind utilizate în continuare în paragrafele 3.1.5.2-3.1.5.5, respectiv 3.2.4.1-3.2.4.2.

3.1.5.2. Modelul nr. 1 "simplu".

Schema bloc pentru modelul simplu, reprezentată în fig. 3.8, corespunde variantei f a schemei generale din fig. 3.2 (paragraful 3.1.2), la care s-a adăugat un semnal de compundare în funcție de puterea reactivă Q debitată de generator /156/.

Modelul matematic care descrie funcționarea SE și SRAE în regim tranzitoriu, în domeniul liniar, rezultă utilizând rela-

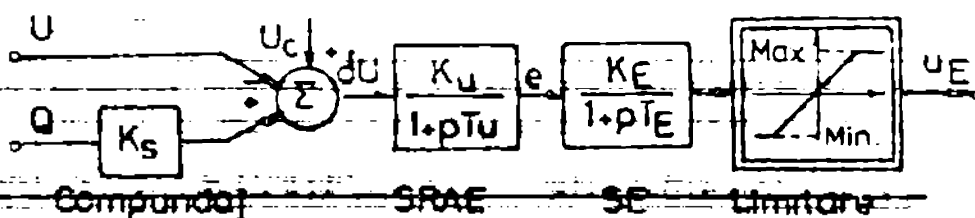


Fig. 3.8. Schema bloc a modelului simplu pentru SE și SRAE.

blocurile proporționale cu temporizare de ordinul I:

$$(3.4.a) \quad \delta U = U_0 + K_u Q - U \quad ; \quad (3.4.b) \quad \dot{e} = T_u^{-1} (K_u \delta U - e)$$

$$(3.4.c) \quad \dot{e} = T_E^{-1} (K_E e - e)$$

Valerile de regim staționar ale variabilelor sînt date de relațiile:

Blocul nelinier de tip limitare implică satisfacerea relațiilor:

$$(3.6) \quad u_{Emin} \leq u_E \leq u_{Emax}$$

Neliniaritatea dată de relația (3.6) se tratează în modul prezentat în relația (3.3) și fig.3.5.b. Detaliile legate de ordinul de mărime al parametrilor și modul cum se face transformarea din urn în urs se prezintă în anexa A3.2.

3.1.5.3. Modelul "intermediar" nr.2 .

Schema bloc pentru modelul intermediar, reprezentată în fig.3.9. corespunde variantei e a schemei generale din fig.3.2 (paragraful 3.1.2), la care s-a adăugat un semnal de compundare în funcție de curentul reactiv I_r debitat de generator.

Modelul matematic care descrie funcționarea SB și SRAS în regim tranzitoriu, în domeniul liniar, rezultă utilizând relațiile (A3.1.3), (A3.1.26)

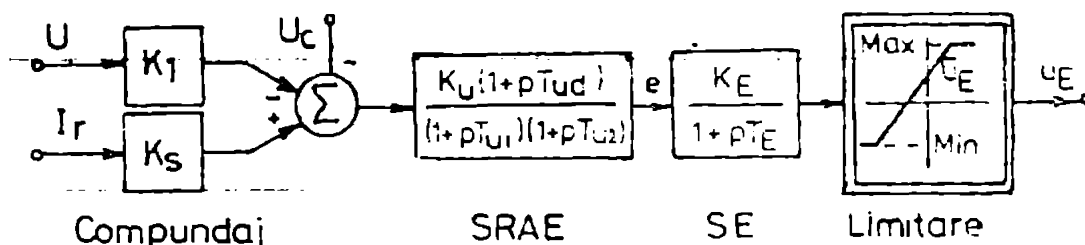


Fig.3.9. Schema bloc a modelului intermediar pentru SB și SRAE.

și (A3.1.28) sau (A3.1.27) pentru blocurile corespunzătoare din fig.3.9:

$$(3.7.a) \quad \delta U = U_c + K_s I_r - K_1 U \quad ; \quad (3.7.b) \quad \dot{e}_1 = T_{u1}^{-1} (\delta U - e_1)$$

$$(3.7.c) \quad \dot{e} = T_{u2}^{-1} (K_u e_1 + K_u T_{ud} \dot{e}_1 - e) \quad ; \quad (3.7.d) \quad \dot{u}_E = T_B^{-1} (\bar{u}_B - u_E + K_B e)$$

Valorile de regim staționar ale variabilelor sînt date de relațiile:

$$(3.8.a) \quad e_0 = K_B^{-1} (u_{B0} - \bar{u}_B) \quad ; \quad (3.8.b) \quad \delta U_0 = K_u^{-1} e_0$$

~~$$(3.8.c) \quad U_c = \delta U_0 + K_1 U_0 - K_s I_r$$~~

Blocul nelinier de tip limitare implică satisfacerea relațiilor:

$$(3.9) \quad -u_{Bmin} \leq u_B \leq u_{Bmax}$$

~~(3.3) și fig.3.5.b. Detaliile legate de modelul intermediar sînt prezentate în anexa A3.3, făcîndu-se referiri și la valorile concrete ale parametrilor, cu exemplificare pentru grupurile de 330 MW de la Rovinari, Turceni și Brăila, grupurile de 315 MW de la Ișalnița și grupurile de 200 MW de la Rovinari și Brăil din cadrul SBBM /53/ /294/. Este generatoarele menționate sînt echipate cu SB etajelor realizate cu diode, respectiv rezistoare, reglajul excitatîi realizîndu-se prin intermediul unor punți cu rezistoare, la 48 sau excitatoarele principale de ca.~~

3.1.5.4. Modelul nr.3 "Pdf".

Schema bloc pentru modelul Pdf este prezentată în fig.3.10 /55/, /94/, /158/, /159/, /294/, corespunzând unui SE cu excitatoare de ca coaxială cu generatorul, alimentând un sistem de redresoare comandate. SRAE este de tip intensiv, cu reacții interne de stabilizare, fiind un regulator multivariabil la intrare, cu amplificare mare pe canalul principal al abaterii de tensiune. Regulatorul este prevăzut cu semnale de reacție suplimentare externe, proporționale cu abaterea frecvenței, derivata abaterii frecvenței, derivata abaterii tensiunii la borne, viteza de variație a curentului de excitație și puterea reactivă debitată de generator, precum și cu două canale de reacție internă (una "rigidă", destinată liniarizării caracteristicii de transfer și reducerii constantei de timp, respectiv una "elastică", pentru mărirea amortizării oscilațiilor).

SRAE este în ansamblu un sistem neliniar, conținând pe majoritatea canalelor blocuri cu un domeniu limitat de funcționare liniară, ca urmare a necesității limitării nivelului mărimilor de ieșire sau a saturării acestora. Pe alte canale (în număr mai redus decât cele anterioare) există blocuri neliniare cu acțiune discontinuă.

Modelul matematic care descrie funcționarea SRAE în domeniul liniar rezultă pe baza schemei bloc din fig.3.10, utilizând modelele matematice aferente blocurilor componente, prezentate în anexa A3.1, și modelul pentru canalul curentului de excitație, prezentat în anexa A3.4. Mărimile din cadrul modelului au unitățile de măsură precizate în anexa A3.4 și anexa A3.5, respectiv fig.3.10 (timpul și constantele de timp se consideră în secunde).

$$\begin{aligned}
 (3.10.a) \quad \delta U &= K_1 U - K_2 K_Q I_r & ; & \quad (3.10.b) \quad \dot{U}_1 = T_3^{-1} (K_3 \delta U - U_1) \\
 (3.10.c) \quad \dot{i}'_{\Delta U} &= T_5^{-1} (K_5 \dot{U}_1 - i'_{\Delta U}) & ; & \quad (3.10.d) \quad \Delta U = U_1 - U_c \\
 (3.10.e) \quad i_{\Delta U} &= K_4 \Delta U & ; & \quad (3.10.f) \quad \dot{u}_{\Delta f} = T_{11}^{-1} (K_{11} \dot{\beta} - u_{\Delta f}) \\
 (3.10.g) \quad \dot{i}_{\Delta f} &= T_{12}^{-1} (K_{12} \dot{u}_{\Delta f} - i_{\Delta f}) & ; & \quad (3.10.h) \quad \dot{i}'_{\Delta f} = T_{13}^{-1} (K_{13} \dot{u}_{\Delta f} - i'_{\Delta f}) \\
 (3.10.i) \quad \dot{i}'_{E1} &= 314 \cdot T_{do}^{-1} (i_{E3} - i'_{E1}) & ; & \quad (3.10.j) \quad \dot{i}'_{E2} = 314 \cdot T_{do}^{-1} (i_{E4} - i'_{E2} + T_D i'_{E4}) \\
 (3.10.k) \quad \dot{i}_{E3} &= \frac{314 \cdot \frac{1}{V} \frac{I_{EN}^A}{u_{EN}} u_E - i_{E3}}{T_{do}} + \frac{1}{V} \frac{I_{EN}^A}{u_{EN}} \frac{T_D}{314} \dot{u}_E \\
 (3.10.l) \quad \dot{i}_{E4} &= - \frac{314}{T_{do}} i_{E4} + \frac{L_{dh}}{R_B} \frac{1}{u_{do}} \frac{I_{EN}^A}{i_{EN}} \dot{i}_d \\
 (3.10.m) \quad \dot{i}_{E3} &= T_{21}^{-1} (K_{21} \dot{i}'_{E1} + K_{21} \dot{i}'_{E2} - i_{E3}) & ; & \quad (3.10.n) \quad i_{E3} = i_{E1} + i_{E2} \\
 (3.10.o) \quad \dot{i}'_{LEM} &= -T_{22}^{-1} (i_{LEM} + K_{22} K_{LEM} I_r) & ; & \quad (3.10.p) \quad \dot{i}'_K = K_{PK} T_{23}^{-1} (K_{23} u_{PR} - i'_K) \\
 (3.10.q) \quad i_{\Sigma} &= K_P K_{\Delta f} i_{\Delta f} + K_P K'_{\Delta f} i'_{\Delta f} + K_{PR} i_{PR} - i_{LEM} - i_{\Delta U} - K'_{\Delta U} i'_{\Delta U} - K_{IE} i_{IE} - K_{RIB} i'_{RIB} - K_{RIR} i_{RIR}
 \end{aligned}$$

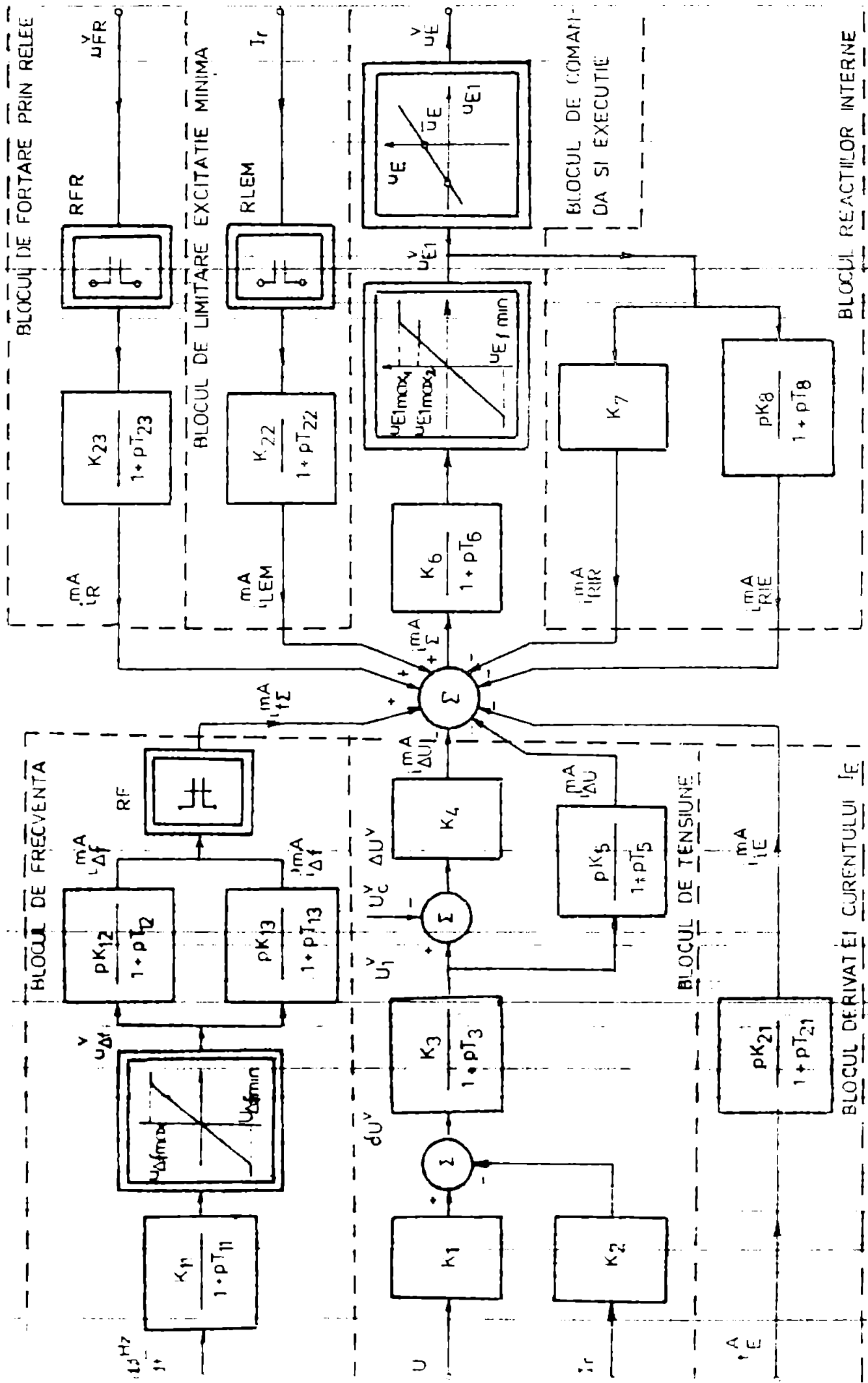


Fig. 3.10 Schema bloc a modelului Pdf pentru SE si SRAE

$$(3.10.r) \quad \dot{u}_{E1} = T_6^{-1}(K_6 i_{\Sigma} - u_{E1}) \quad ; \quad (3.10.s) \quad u_{E2} = u_{E1} + \bar{u}_E$$

$$(3.10.t) \quad i_{RIR} = K_7 u_{E1} \quad ; \quad (3.10.u) \quad i_{RIR} = T_8^{-1}(K_8 \dot{u}_{E1} - i_{RIR})$$

Coefficientii K_F , K_{FR} și K_{LEM} sînt determinați de starea blocurilor cu acțiune discontinuă corespunzătoare (fig.3.10), avînd valoarea 0 sau 1. Coeficientii $K'_{\Delta U}$, $K_{\Delta f}$, $K'_{\Delta f}$, K_{iB} , K_{RIR} și K_{RIR} , care simbolizează funcționarea sau nefuncționarea canalelor respective, au de asemenea valoarea 0 sau 1. Valoarea derivatei β se determină asemănător cu cea a derivatei i_{Σ} , în modul indicat în anaxele A3.4 și A3.5.

Valorile inițiale ale variabilelor din relațiile (3.10) rezultă din regimul staționar anteperturbat, pentru care se cunosc u_{E0} , i_{d0} , i_{r0} și U_0 :

$$(3.11.a) \quad dU_0 = K_1 U_0 - K_2 i_{r0} \quad ; \quad (3.11.b) \quad U_{t0} = K_3 dU_0$$

$$(3.11.c) \quad U_c = U_{t0} - \Delta U_0 \quad ; \quad (3.11.d) \quad \Delta U_0 = K_4^{-1} i_{\Delta U0}$$

$$(3.11.e) \quad i'_{\Delta U0} = u_{\Delta f0} = i_{\Delta f0} = i'_{\Delta f0} = i_{iB} = i_{RIR} = i_{E10} = i_{E20} = i_{E40} = 0$$

$$(3.11.f) \quad i_{E30} = i_{E0} = u_{E1}^V / u_{E1}^V \quad ; \quad (3.11.g) \quad i_{LEM} = i_R = 0$$

$$(3.11.h) \quad i_{RIR0} = K_7 u_{E10} \quad ; \quad (3.11.i) \quad u_{E10} = u_{E0} - \bar{u}_E$$

$$(3.11.j) \quad i_{\Sigma 0} = u_{E10} / K_5 \quad ; \quad (3.11.k) \quad i_{\Delta U0} = -i_{\Sigma 0} - i_{RIR0}$$

$$(3.11.l) \quad U_c = U_{t0} - \Delta U_0$$

Precizări suplimentare privind unitățile de măsură, modul de cunoaștere și determinare a unor parametri și coeficienți, precum și toate detaliile legate de blocurile neliniare, constituie obiectul anexei A3.5.

Pe diversele canale ale SRAE sînt prevăzute un număr de 9 chei de dozaj, care permit modificarea constantelor de amplificarea și a unor constante de timp într-o gamă relativ largă. De asemenea, există posibilitatea scoaterii temporare sau definitive din funcție a unor canale. În tabelul 3.1 se prezintă valorile posibile pentru cheile de dozaj (simbolurile corespund cu cele utilizate în schema bloc din fig.3.10), expresiile parametrilor variabili și coeficienții de funcționare pentru diversele canale.

Tabelul 3.1.

Denumire canal	Simbol canal	Coef. de funct.	Cheia de dozaj		Parametri modificați de cheia de dozaj
			Simbol	Valoare	
Abatere de tensiune	ΔU	-	$K_{\Delta U}$	1;2;3 ^k	$K_4 = K_{\Delta U}$
Derivată abatere de tensiune	$\Delta U'$	K'_U	n'_U	1-10	$K_5 = 1.2 \cdot 10^{-3} n'_U$ $T_5 = 2.52 \cdot 10^{-3} n'_U$
Abatere de frecvență	Δf	$K_{\Delta f}$	$n_{\Delta f}$	1-10	$K_{12} = 9 \cdot 10^{-3} n_{\Delta f}$ $\tau_{12} = 0.91 + 0.0126 n_{\Delta f}$

Tabelul 3.1 (continuare)

Denumire canal	Simbol canal	Coef. de funcț.	Cheia de dozăaj		Parametri modifi cați de cheia de dozăaj
			Simbol	Valoare	
Derivată abate-re de frecvență	$\Delta f'$	$K_{\Delta f}$	$n_{\Delta f}$	1÷10	$K_{13} = 3.63 \cdot 10^{-3} n_{\Delta f}$ $T_{13} = 2.5 \cdot 10^{-3} n_{\Delta f}$
Derivată curent de excitație	i_E	K_{iE}	n_{iE}	1÷10	$K_{21} = 3.6 \cdot 10^{-5} n_{iE}$ $T_{21} = 10^{-3} (52 + 1.29 n_{iE})$
Reacție rigidă	RIR	K_{RIR}	n_{RIR}	1÷10	$K_7 = 14 \cdot 10^{-5} n_{RIR}$
Reacție elastică	RIE	K_{RIE}	n_{RIE}	1÷10	$K_8 = 0.19267 n_{RIE}$
Fortare prin relee	R	K_R	-	-	-
Limitare exci-ție minimă	LEM	K_{LEM}	-	-	-
Compundaj	Q	K_Q	K_S	1÷13	$K_2 = K_S$
Bloc de coman-dă-execuție	-	-	n_{RA}	1÷10	$T_6 = 0.125(1 + 0.1 n_{RA})$

ε: Valori în mA/V: 0.04075; 0.02323; 0.01

3.1.5.5. Modelul nr.4 "general".

Schema bloc pentru modelul general este prezentată în fig.3.11, SRAB corespun-zător fiind prevăzut cu semnale suplimentare de stabilizare proporționale cu abate-rea vitezei unghiulare, derivata abaterii de tensiune și abaterrea de putere (ac-celerația).

Modelul matematic care descrie funcționarea SE și SRAB în domeniul linear re-zultă pe baza schemei bloc din fig.3.11, utilizând relațiile prezentate în anexa A3.1 pentru blocurile elementare. Mărimile din cadrul modelului au unitățile de măsură precizate în fig.3.11, respectiv anexa 3.5, iar timpul și constantele de timp se utilizează în secunde.

$$(3.12.a) \quad \delta U = K_1(U - K_Q I_{PR} K_2 K_1^{-1}) \quad ; \quad (3.12.b) \quad \dot{U}_1 = T_5^{-1}(K_5 \delta U - U_1)$$

$$(3.12.c) \quad \dot{i}_{\Delta U} = T_5^{-1}(K_5 \dot{U}_1 - i_{\Delta U}) \quad ; \quad (3.12.d) \quad \Delta U = U_1 - U_c$$

$$(3.12.e) \quad i_{\Delta U} = K_4 \Delta U \quad ; \quad (3.12.f) \quad \dot{u}_{\Delta \omega} = T_{11}^{-1}(K_{11} \Delta \omega - u_{\Delta \omega})$$

$$(3.12.g) \quad \Delta \omega = \omega - \omega_c \quad ; \quad (3.12.h) \quad \dot{i}_{\Delta \omega} = T_{12}^{-1}(K_{12} \dot{u}_{\Delta \omega} - i_{\Delta \omega})$$

$$(3.12.i) \quad \Delta P = P_m - P \quad ; \quad (3.12.j) \quad \dot{u}_{\Delta P} = T_{21}^{-1}(K_{21} \Delta P - u_{\Delta P})$$

$$(3.12.k) \quad \dot{i}_{\Delta P} = T_{22}^{-1}(K_{22} \dot{u}_{\Delta P} - i_{\Delta P}) \quad ; \quad (3.12.l) \quad i_R = K_{PR} T_{23}^{-1}(K_{23} u_{PR} - i_R)$$

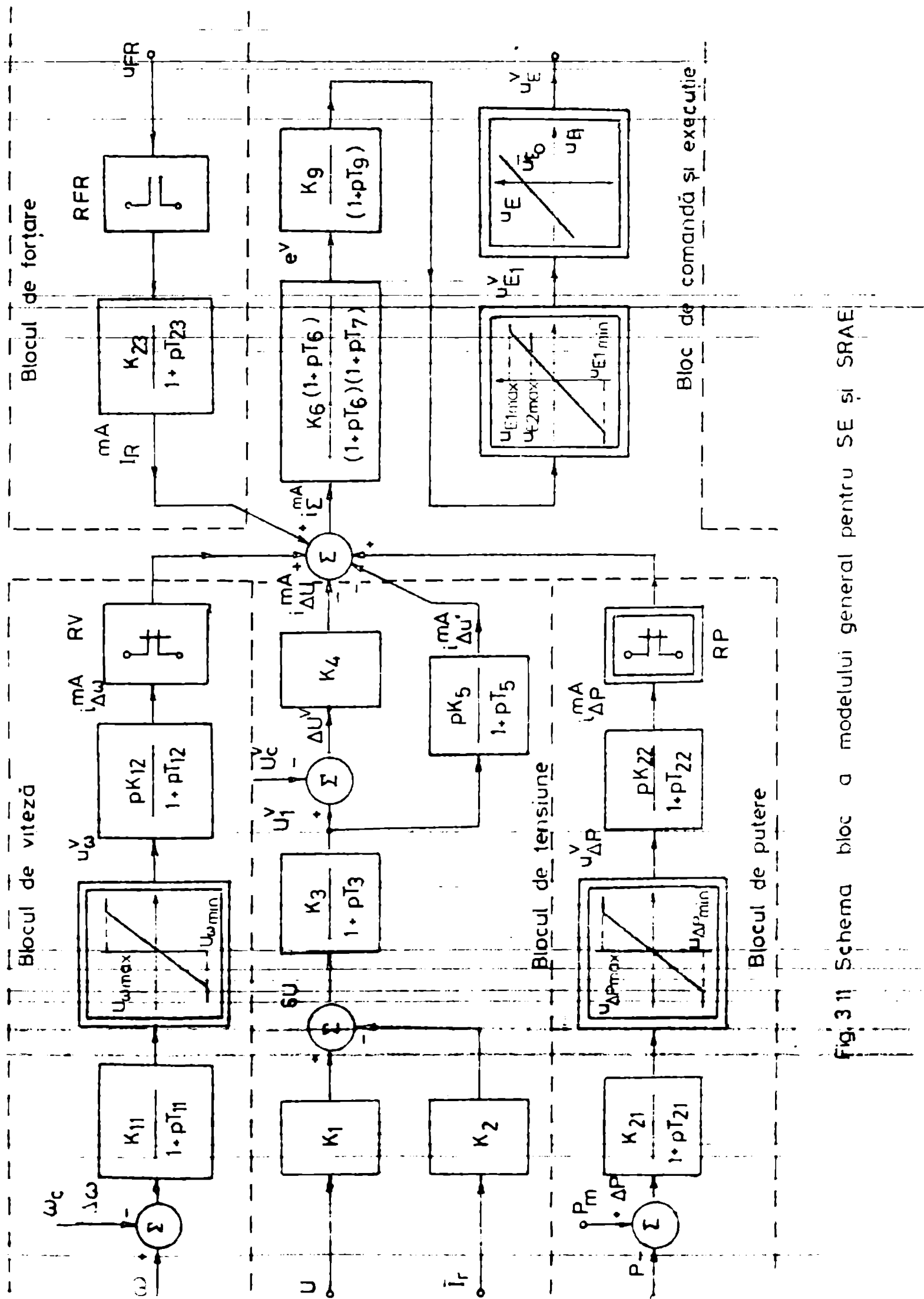


Fig. 3.11 Schema bloc a modelului general pentru SE și SRAE

$$(3.12.m) \quad i_{\Sigma} = K_{\Delta\omega} K_V i_{\Delta\omega} + K_{FR} i_{FR} - i_{\Delta U} - K'_{\Delta U} i'_{\Delta U} + K_{\Delta P} i_{\Delta P} - K_P$$

~~$$(3.12.n) \quad \dot{e}_1 = T_6^{-1} (K_6 i_2 - e_1) \quad ; \quad (3.12.o) \quad \dot{e} = T_7^{-1} (e_1 - e) + T_8 T_7^{-1} e_1$$~~

~~$$(3.12.p) \quad \dot{u}_{E1} = T_9^{-1} (K_9 e - u_{E1}) \quad ; \quad (3.12.q) \quad u_E = u_{E1} + \bar{u}_E$$~~

Coeficientii K_{FR} , K_V , K_P , $K_{\Delta\omega}$, $K'_{\Delta U}$ și $K_{\Delta P}$ au valoarea 0 sau 1, în funcție de poziția contactelor releelor RFR, RV, RP (fig.3.11), respectiv de funcționarea sau nefuncționarea canalelor corespunzătoare.

Valorile inițiale ale variabilelor modelului matematic din relațiile (3.12) rezultă din regimul staționar anteperturbat, pentru care se cunosc u_{E0} , U_0 , I_{ro} , P_0 și P_{m0} :

$$(3.13.a) \quad \delta U_0 = K_1 U_0 - K_2 I_{ro} \quad ; \quad (3.13.b) \quad U_{10} = K_3 \delta U_0$$

$$(3.13.c) \quad U_c = U_{10} - \Delta U_0 \quad ; \quad (3.13.d) \quad \Delta U_0 = K_4^{-1} i_{\Delta U_0}$$

$$(3.13.e) \quad i'_{\Delta U_0} = i_{\Delta\omega_0} = i_{\Delta P_0} = i_{R_0} = \Delta P_0 = u_{\Delta P_0} = 0$$

$$(3.13.f) \quad \Delta\omega_0 = \omega_0 - \omega_c \quad ; \quad (3.13.g) \quad u_{\Delta\omega_0} = K_{11} \Delta\omega_0$$

$$(3.13.h) \quad i_{\Delta U_0} = -i_{\Sigma_0} \quad ; \quad (3.13.i) \quad i_{\Sigma_0} = K_6^{-1} e_0$$

$$(3.13.j) \quad e_{10} = e_0 \quad ; \quad (3.13.k) \quad e_0 = K_9^{-1} u_{E10}$$

$$(3.13.l) \quad u_{E10} = u_{E0} - \bar{u}_E$$

În modelul general al SR și SRAE se consideră variabile, prin intermediul unor chei de dozaj asemănătoare cu cele de la modelul nr.3, coeficienții de amplificare de pe canalul principal și canalele de semnale suplimentare, precum și cel de pe canalul de compundare ($K_4, K_5, K_{12}, K_{22}, K_2$). Expresiile parametrilor variabili, valorile posibile ale cheilor de dozaj și simbolurile corespunzătoare sînt prezentate în tabelul 3.2.

Tabelul 3.2.

Denumire canal	Simbol canal	Coef.de funct.	Cheia de dozaj		Parametri modificați de cheia de dozaj
			Simbol	Valoare	
Abatere de tensiune	ΔU	-	$K_{\Delta U}$	1:10	$K_4 = 10^{-2} K_{\Delta U}$
Derivați abatere de tensiune	$\Delta U'$	$K'_{\Delta U}$	n'_U	0:10	$K_5 = 2 \cdot 10^{-3} n'_U$ $T_5 = 3 \cdot 10^{-3} n'_U$
Abatere de viteză	$\Delta\omega$	$K_{\Delta\omega}$	$n_{\Delta\omega}$	0:10	$K_{12} = 10 \cdot 10^{-3} n_{\Delta\omega}$ $T_{12} = 0.8 + 0.012 n_{\Delta\omega}$
Compundaj	q	K_Q	K_Q	1:10	$K_2 = K_Q$

Tabelul 3.2 (continuare)

Denumire canal	Simbol canal	Coef. de funcț.	Cheile de dozaj		Parametri modificați de cheia de dozaj
			Simbol	Valoare	
Abaters de putere	ΔP	$K_{\Delta P}$	$n_{\Delta P}$	0,410	$K_{22} = 4 \cdot 10^{-3} n_{\Delta P}$ $T_{22} = 3 \cdot 10^{-3} n_{\Delta P}$
Fortare prin relee	R	K_R	-	-	-

În anexa A3.6 se dau elementele suplimentare referitoare la unitățile de măsură, modul de determinare al unor mărimi și coeficienți, precum și logica de funcționare a blocurilor neliniare.

3.2. Mașina primară și sistemul de reglare automată a vitezei.

3.2.1. Rol, elemente componente și tipuri utilizate.

Instalațiile primare și SRAV din cadrul grupurilor generatoare cuprind ansamblul echipamentelor și dispozitivelor destinate obținerii și reglării cuplului mecanic la arborele generatorului. Ele au un rol important atât la funcționarea GS în regim staționar, cât și în regim tranzitoriu, SRAV moderne influențând din ce în ce mai pronunțat stabilitatea grupurilor de mare putere din cadrul SEE complexe /46/, /57/, /269/. Având în vedere că studiile de stabilitate care constituie obiectul lucrării se referă la perioade de timp de ordinul secundelor, se poate afirma că dintre instalațiile primare doar turbina (la turbogeneratoare), respectiv turbina și conducta forțată (la hidrogeneratoare), prezintă o influență semnificativă. Dintre sistemele de reglare automată se ia în considerare doar reglajul primar (SRAV propriu-zis), neglijându-se acțiunea reglajului secundar (reglajul de frecvență și putere de schimb pe liniile de interconexiune) și terțiar (repartizarea economică a puterilor între centrale), deoarece ele intervin după perioade de timp cu cel puțin un ordin de mărime mai mare față de duratele de analiză considerate /46/, /57/. Cu aceste ipoteze, în fig. 3.12 s-a reprezentat o schemă bloc funcțională care definește poziția SRAV și a mașinii primare în cadrul SEE.

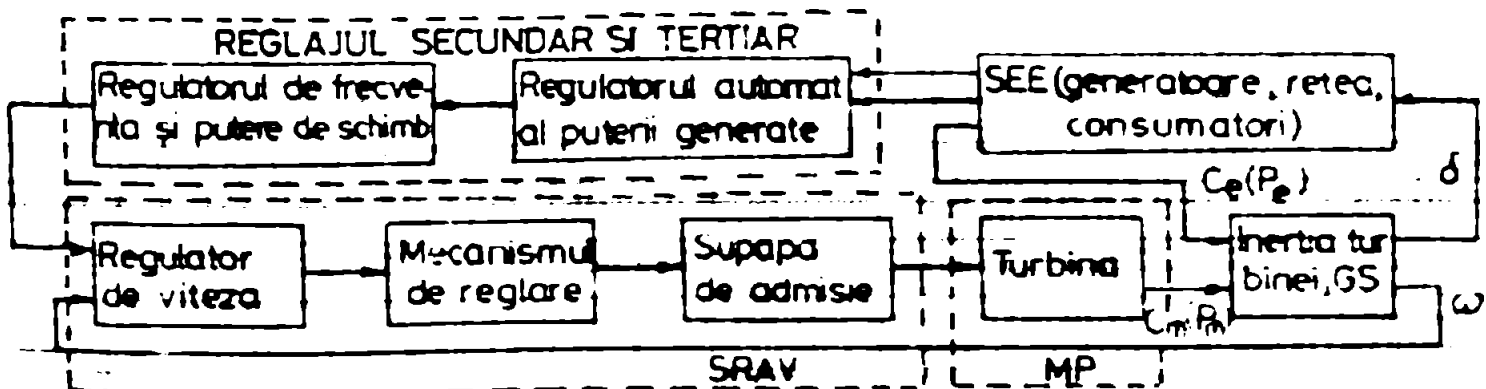


Fig. 3.12. Schema bloc funcțională a SRAV și MP în cadrul SEE.

Principalele cerințe legate de funcționarea SRAV /46/, /57/, /269/ sînt următoarele:

- a) menținerea vitezei generatorului în toate regimurile staționare de funcționare la o valoare egală sau apropiată de cea nominală (sincronă);
- b) răspuns rapid și menținerea constantă a vitezei în regimurile transitorii create de o gamă largă de perturbații posibile;
- c) contribuție sporită la mărirea limitelor de STS și STT ale GS, respectiv ameliorarea calității proceselor transitorii;
- d) existența posibilității de modificare a caracteristicii SRAV, ca efect al unui reglaj manual pentru încărcarea sau descărcarea grupului, respectiv al unui reglaj automat suplimentar (reglajul de frecvență);
- e) sensibilitate sporită, siguranță mare în funcționare și cost redus;

Se remarcă tendința de accentuare a cerințelor impuse SRAV odată cu sporirea complexității SER /260/, /261/. În cazul SER ^{slabe} sau la funcționarea insularizată variațiile de viteză sînt relativ mari, determinînd acțiuni puternice ale SRAV, pe cînd în cazul SER puternice abaterile de viteză sînt mult mai reduse, crescînd importanța insensibilității sau a zonei moarte a unor reglatoare.

Indiferent de tipul mașinii primare, la ora actuală se utilizează două categorii principale de SRAV: mecano-hidraulice și electrohidraulice. SRAV electrohidraulice, la care toată partea de joasă putere este alcătuită din componente electrice și electronice, prezintă o serie de avantaje incontestabile față de cele mecano-hidraulice /81/, /86/, /125/, /131/, /218/, /261/, legate de eliminarea aproape completă a insensibilității și a zonei moarte, liniarizarea caracteristicilor de funcționare, reducerea substanțială a timpului de răspuns, asigurarea unor caracteristici mai flexibile de reglaj și a unor posibilități suplimentare de control (închiderea rapidă a admisiei la mașina primară).

În ceea ce privește principalele grupuri generatoare din cadrul SEEN, se remarcă prezența unor SRAV electrohidraulice la turbogeneratoarele de 330 MW de la Turceni, Rovinari și Brăila, 315 MW de la Ivalnița, respectiv hidrogenatoarele de 175 MW de la Portile de fier 1, 170 MW de la Lotru, 75-80 MW de la Sugaș, Gîlceag și Mărișelu, precum și cele de putere mai mică de la Stajaru, Fărnița, etc. Celelalte grupuri sînt echipate cu SRAV mecano-hidraulice.

3.2.2. Modelizarea SRAV și MP în studiile de stabilitate.

În studiile de stabilitate SRAV și MP se reprezintă prin scheme bloc, mai simple sau mai complicate, și funcțiile de transfer corespunzătoare elementelor modelate, respectiv o serie de blocuri neliniare cu acțiune discontinuă sau de tip limitare, zonă de insensibilitate, etc. În concordanță cu cele prezentate în subcapitolul 2.1, referitor la modelizarea elementelor de sistem, lucrările referitoare la stabilitatea sînt complexe utilizînd o reprezentare în detaliu /40/, /99/, /125/, /152/, /207/, /260/, /283/, /282/, /283/ sau o reprezentare simplificată /5/, /6/, /36/, /58/, /95/, /153/, /218/, /224/. Se remarcă tendința unui număr relativ

mare de lucrări de a neglija elementele neliniare, adoptându-se ipoteza simplificatoare, în multe cazuri nejustificată, a unor perturbatii care nu conduc la depășirea limitărilor, eliminându-se în acest mod dificultățile de calcul introduse de neliniarități /1/, /5/, /6/, /36/, /58/, /95/, /131/, /193/, /196/, /218/, /261/.

Reprezentările simplificcate ale SRAV fac uz în general de o schemă de tipul celei prezentate în figura 3.13, care înglobează de regulă și efectul MP, atât pentru hidrogenatoare

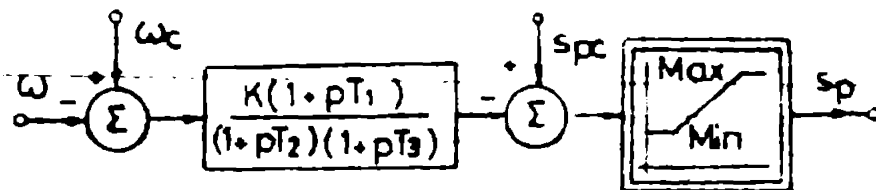


Fig. 3.13. Schema bloc simplă pentru SRAV.

/40/, /58/, /210/, /227/, /288/.

cât și pentru turbogeneratoare /1/, /36/, /153/, /178/, /196/, /210/, /224/, unele lucrări considerând $T_1 = T_2 = 0$ /6/, /7/, /37/, /58/, /131/, /153/, /188/, /224/ sau neglijind blocul de limitare.

În /288/ se recomandă modelul din fig. 3.14 pentru SRAV mecano-hidraulice ale turbogeneratoarelor, care, cu mici modificări (eliminarea blocurilor neliniare referitoare la mișcarea sertarului și supapei de admisie) și alte valori pentru parametri, se poate utiliza și pentru SRAV electrohidraulice.

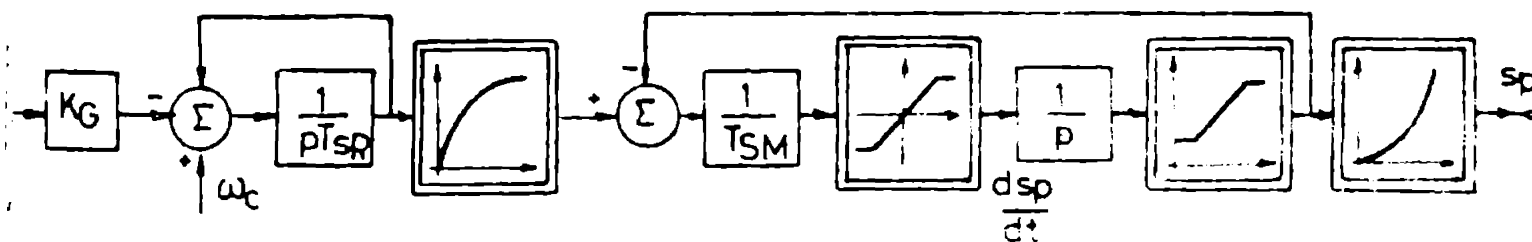


Fig. 3.14. Schema bloc pentru SRAV la turbogeneratoare.

În fig. 3.15 se prezintă un model relativ mai complex pentru SRAV mecano-hidraulice și electrohidraulice ale hidrogenatoarelor, cu reprezentarea distinctă a stărilor permanente și tranzitorie /1/, /152/, /227/, /283/, /288/. Căile de valori și valorile tipice ale parametrilor sînt prezentate în /288/, remarcîndu-se că în general sînt satisfăcute relațiile:

(3.14.a) $T_R = 5 T_V$; (3.14.b) $\delta = 2.5 + T_V T_M^{-1}$

~~unde T_V și T_M reprezintă timpul de lașcare al apei, respectiv al grupului~~

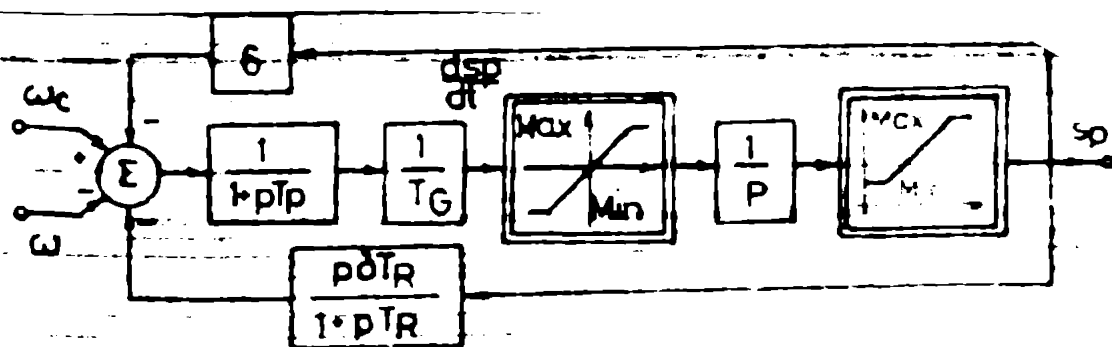


Fig. 3.15. Schema bloc pentru SRAV la hidrogenatoare.

În cazul utilizării unor SRAV cu acțiune proporțional-integral-derivativ (PID) simplificările aferente celor trei canale se aplică asupra semnalului de viteză, res

tul modelului rămânând identic cu cel prezentat anterior.

In ceea ce privește modelarea mașinii primare, la turbogeneratoare se utilizează în general scheme de tipul celor prezentate în fig.3.17.a /7/, /36/, /37/, /58/, /153/ sau fig.3.17.b /40/, /58/, /178/, /210/. Modele mai complicate se utilizează doar în cazuri rare, când se analizează cazul unui singur generator legat la un sistem de putere infinită sau în

studiile de long term. Pentru turbinele hidro se utilizează modelul prezentat în fig.3.18 /218/, /227/, /228/, adoptându-se adesea ipotezele $K_1=K_2=1$ și $K_2=0.5$ /40/, /125/, /152/, /197/, /261/, /262/, /283/. Ambele modele rezultă din ecuațiile liniarizate ale turbinei hidro, în condiții reale sau ideale /227/, /268/.

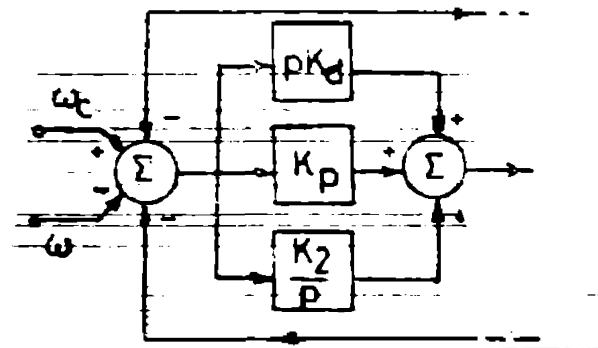


Fig.3.16. Schemă bloc pentru SRAV cu acțiune PID.

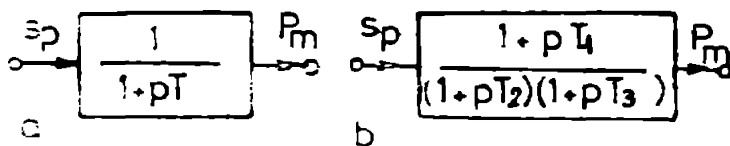


Fig.3.17. Modele utilizate pentru turbine termo.

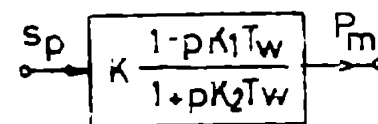


Fig.3.18. Model utilizat pentru turbina hidro.

3.2.3. Influența SRAV și KP asupra stabilității. Utilizarea semnalelor suplimentare.

Se poate afirma în general că SRAV și instalațiile primare au o influență mult mai redusă asupra stabilității decât SB și SRAE, un număr relativ mare de lucrări considerând chiar cuplul mecanic constant în timpul fenomenelor tranzitorii. Cauza principală o constituie temporizarea mare cu care începe să se facă simțită influența SRAV, precum și faptul că frecvența proprie de oscilație caracteristică SRAV și KP este mult mai redusă decât cea aferentă fenomenelor de stabilitate.

Dintre cele două tipuri de SRAV considerate, cele mecano-hidraulice au o influență redusă atât asupra STT de primă oscilație, cât și asupra amortizării oscilațiilor /132/, /193/. SRAV electrohidraulice au o influență mai accentuată, îmbunătățind în general STT de primă oscilație și înrăutățind amortizarea oscilațiilor următoare /7/, /86/, /131/, /195/, mai ales în cazul turbogeneratoarelor /74/. În consecință, neglijarea variației cuplului mecanic în studiile de STT de primă oscilație conduce la rezultate ușor pesimiste /269/. În /178/ se apreciază că influența SRAV asupra STT de primă oscilație în cazul unor perturbații destul de apropiate de bornele generatoarelor este de ordinul de mărime a 10^{-3} (valoarea primei oscilații).

O mare influență asupra STT de primă oscilație o are închiderea rapidă a admisiei la mașina primară, care se utilizează la unele turbogeneratoare o birote cu

SRAV electrohidraulice, corelat cu un program corespunzător de modificare a admisiei. În /86/ se apreciază că se pot obține reduceri ale amplitudinii primei oscilații cu $20-25^\circ$ în cazul unor scurtcircuite trifazate apropiate de bornele generatorului. Apare însă riscul pierderii stabilității la oscilațiile următoare.

În ceea ce privește utilizarea semnalelor suplimentare la SRAV, măsura este eficientă numai în cazul celor electrohidraulice, fiind considerată, datorită efectelor suplimentare nefavorabile, contraindicată la SRAV mecano-hidraulice /7/. Principala semnal utilizat este accelerația (derivata de ordinul I a abaterii de viteză), mixată în proporție corespunzătoare cu semnalul fundamental de abatere de viteză și un semnal proporțional cu integrala abaterii de viteză, prin intermediul SRAV cu acțiune proporțional-integral-derivativă. Se apreciază că un semnal de accelerație donat corespunzător conduce la mărirea limitei de SIT, amortizarea mai bună a oscilațiilor și chiar o restabilire mai bună a tensiunii la borne /5/, /7/, /31/, /86/, /99/, /125/, /131/, /260/, /261/.

În /99/ se recomandă utilizarea unor reacții "elastice" în bucla de reglaj a servomotorului de acționare a vanei de admisie la mașina prizară, proporționale cu viteza de deplasare a vanei și accelerația ei, obținându-se în acest mod o mărire a amplificării, o minimizare a zonei moarte și un răspuns mai stabil, mai ales când GS funcționează izolat /197/. Se remarcă de asemenea necesitatea corelării parametrilor SRAV cu comportarea SRAE /7/, /86/, ajungându-se la concluzia utilității unui control integrat al excitației și vitezei.

3.2.4. Modele considerate pentru SRAV și MP.

3.2.4.1. Prezentarea generală a modelelor considerate.

În consens cu cele prezentate în subcapitolul 2.1, referitor la modelizarea elementelor de sistem în studiile de stabilitate, respectiv în paragraful 3.2.2, referitor la modelizarea SRAV și MP, și ținând cont de scopul lucrării, se adoptă un număr de trei modele:

a) modelul nr.1 ("simplu"), utilizat pentru SRAV cu care sînt echipate GS mai îndepărtate de zona de interes;

b) modelul nr.2 ("turbo"), utilizat pentru SRAV cu care sînt echipate turbogeneratoarele apropiate și aflate în zona de interes;

c) modelul nr.3 ("hidro"), utilizat pentru SRAV cu care sînt echipate hidrogeneratoarele apropiate și aflate în zona de interes.

Pentru fiecare model se prezintă schema bloc și modelul matematic, inclusiv elementele neliniare, precum și valorile tipice sau efective ale parametrilor. Se scot în evidență aspectele legate de implementarea modelelor considerate în ansamblul modelului GS, ca parte integrantă a unui program de calcul complex, pentru analiza stabilității SEE de mari dimensiuni. Referitor la unitățile de măsură și funcțiile de transfer ale blocurilor componente rămîn valabile precizările făcute în paragraful 3.1.5.1. MP se consideră în modul prezentat în fig.3.17 și 3.18.

3.2.4.2. Modelul "simplu" nr.1.

~~Schema bloc pentru modelul simplu, reprezentată în fig. 3.19, înglobează, cu anumite ipoteze simplificatoare, toate modelele prezentate în paragraful 3.2.2 /157/.~~

Modelul matematic care descrie funcționarea MP și SRAV în regim tranzitoriu, în domeniul liniar, rezultă utilizând relațiile corespunzătoare

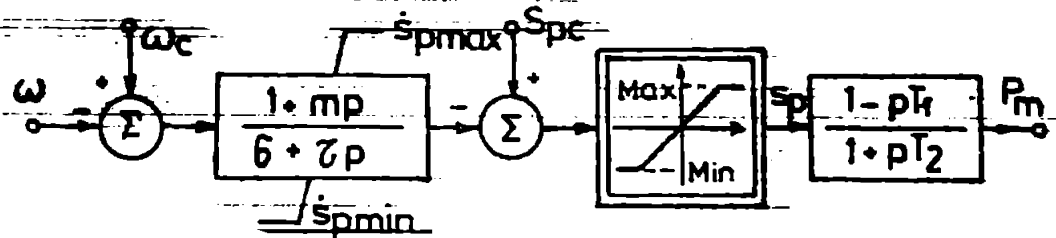


Fig.3.19. Schema bloc a modelului simplu pentru SRAV și MP.

re funcției de transfer proporțional derivativă cu întârziere de ordinul I din anexa A3.1, particularizate în mod corespunzător:

$$(3.15.a) \quad \dot{s}_p = \tau^{-1} \left[\omega_c - \omega - \sigma (s_p - s_{pc}) + m\dot{\omega} \right]$$

$$(3.15.b) \quad \dot{P}_m = T_2^{-1} (s_p - P_m - T_1 \dot{s}_p)$$

Valorile inițiale ale variabilelor se determină din regimul staționar anteperturbatie, pentru care se cunosc P_{m0} și ω_0 , iar $\dot{\omega}$ se calculează cu relația (2.41.a).

$$(3.16.a) \quad s_{pc} = s_{po} = P_{m0} \quad ; \quad (3.16.b) \quad \omega_c = \omega_0$$

Blocurile neliniare de tip limitare implică satisfacerea relațiilor:

$$(3.17.a) \quad s_{p \min} \leq s_p \leq s_{p \max} \quad ; \quad (3.17.b) \quad \dot{s}_{p \min} \leq \dot{s}_p \leq \dot{s}_{p \max}$$

Neliniaritățile date de relațiile (3.17) se tratează în modul prezentat în relația (3.3) și fig.3.5.b. Detaliile legate de ordinul de mărime al parametrilor și unitățile de măsură se prezintă în anexa A3.7.

3.2.4.3. Modelul nr.2 "turbo".

~~Schema bloc pentru modelul turbo, reprezentată în fig. 3.20, se utilizează pentru SRAV mecano-hidraulice și electrohidraulice cu care sînt echipate turbogeneratoarele.~~

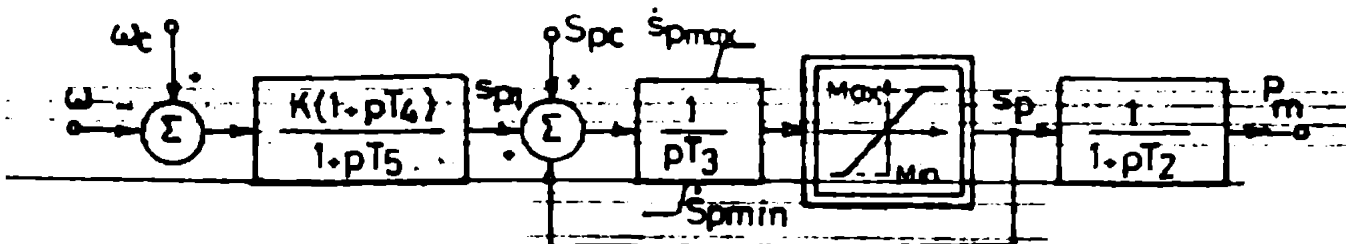


Fig.3.20. Schema bloc a modelului turbo pentru SRAV și MP.

Modelul matematic care descrie funcționarea MP și SRAV în regim tranzitoriu,

în domeniul liniar, rezultă utilizând relațiile corespunzătoare din anexa A3.1:

$$(3.18.a) \quad \dot{s}_{p1} = T_5^{-1} (k\omega_c - k\omega - s_{p1} - kT_4\omega)$$

$$(3.18.b) \quad \dot{s}_p = T_3^{-1} (s_{pc} + s_{p1} - s_p) \quad ; \quad (3.18.c) \quad \dot{P}_m = T_2^{-1} (s_p - P_m)$$

Valorile inițiale ale variabilelor, corespunzătoare regimului staționar anteperturbație, sînt identice cu cele date de relațiile (3.16), la care se adaugă $s_{p10} = 0$. Blocurile neliniare sînt identice cu cele de la modelul simplu. Detaliile legate de parametri și unitățile de măsură sînt prezentate în anexa A3.7.

~~3.2.4.4. Modelul nr. 3 "hidro".~~

Schema bloc pentru modelul hidro, reprezentată în fig. 3.21, are la bază modelul SRAV electrohidraulic cu care sînt echipate GS din centrala Porțile de fier 1 /294/, utilizîndu-se pentru SRAV electrohidraulice și mecano-hidraulice cu care sînt prevăzute hidrogenatoarele. Modelul matematic care descrie funcționarea MP și SRAV în regim tranzitoriu, în domeniul liniar, rezultă utilizînd relațiile din anexa 3.1, particularizate în mod corespunzător, unitățile de măsură fiind precizate în anexa A3.8 (timpul și constantele de timp se consideră în secunde):

$$(3.19.a) \quad \dot{y}_1 = \omega_c - \omega - y_4 - y_5 \quad ; \quad (3.19.b) \quad \dot{y}_2 = T_3^{-1} (K_3 y_1 - y_2)$$

$$(3.19.c) \quad \dot{y}_3 = T_4^{-1} y_2 \quad ; \quad (3.19.d) \quad y_4 = \sigma (y_3 - s_{pc})$$

$$(3.19.e) \quad \dot{y}_5 = -T_5^{-1} y_5 + \delta \dot{y}_3 \quad ; \quad (3.19.f) \quad y_7 = y_6 + y_9$$

$$(3.19.g) \quad y_9 = K_B \Gamma \quad ; \quad (3.19.h) \quad y_8 = (y_3 - \bar{y}_3) \operatorname{tg} \alpha K_{PR}$$

$$(3.19.i) \quad \dot{P}_m = T_2^{-1} (y_7 - P_m - T_1 \dot{y}_6 - T_1 \dot{\Gamma})$$

$$(3.19.j) \quad y_{10} = y_8 - y_9 - \Gamma_c \quad ; \quad (3.19.k) \quad \dot{\Gamma} = T_7^{-1} y_{10}$$

Valorile inițiale ale variabilelor din relațiile (3.19) rezultă din regimul staționar anteperturbație, pentru care se cunosc $\omega_0, \omega_c, P_{m0}$ și Γ_0 :

$$(3.20.a) \quad s_{pc} = \left[\sigma_1 P_{m0} + K_B (\Gamma_c + K_{PR} \bar{y}_3 \operatorname{tg} \alpha) \right] / (K_{PR} K_B \operatorname{tg} \alpha + \sigma_1 K_6)^{-1}$$

$$(3.20.b) \quad \Gamma_0 = \left[K_{PR} P_{m0} \operatorname{tg} \alpha - K_6 (\Gamma_0 + \bar{y}_3 K_{PR} \operatorname{tg} \alpha) \right] / (K_{PR} K_B \operatorname{tg} \alpha + \sigma_1 K_6)^{-1}$$

$$(3.20.c) \quad y_{80} = K_{PR} (s_{pc} - \bar{y}_3) \operatorname{tg} \alpha \quad ; \quad (3.20.d) \quad y_{90} = \sigma_1 \Gamma_0$$

$$(3.20.e) \quad y_{30} = s_{pc} \quad ; \quad (3.20.f) \quad y_{60} = K_6 s_{pc} \quad ; \quad (3.20.g) \quad y_{70} = P_{m0}$$

~~Precizările suplimentare privind unitățile de măsură, modul de cunoaștere și determinarea a unor măriri și coeficienți (inclusiv valori numerice pentru cazuri concrete), precum și detaliile legate de logica de acțiune a blocurilor neliniare constituie obiectul anexei A3.8.~~

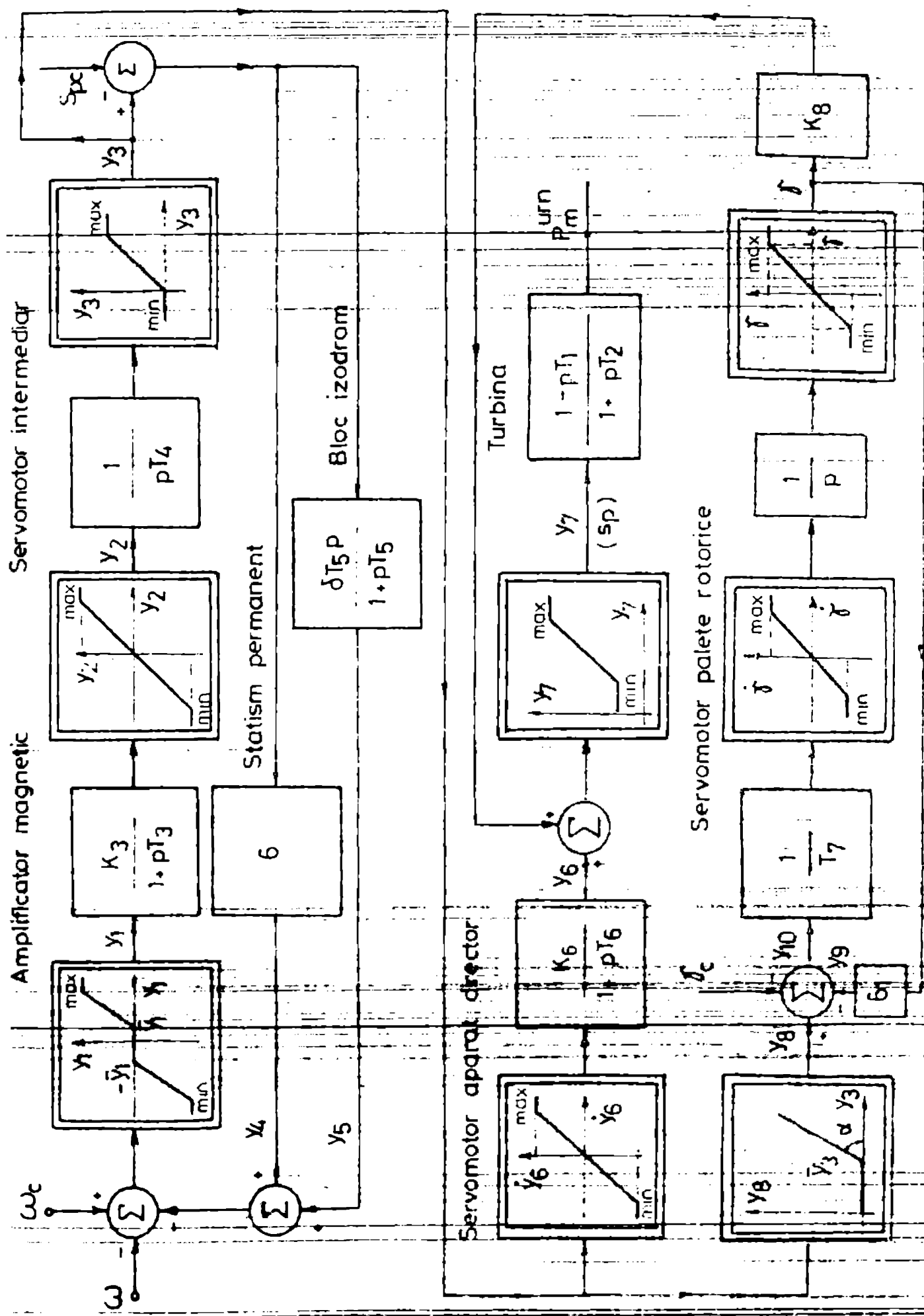


Fig. 32) Schema bloc a modelului hidro pentru SRV și MP

Capitolul 4

MODELIZAREA CONSUMATORILOR SI A REZEIIEI IN INTERCONEXIUNEA A REZEIIEI RATOARELOR SINCRONE IN STUDIILE DE STABILITATE

4.1. Modelizarea consumatorilor.

4.1.1. Concepte de bază privind modelizarea consumatorilor.

Consumatorii, alături de GS, reprezintă elementele de sistem care au cea mai pronunțată influență asupra comportării dinamice a SEE la diverse perturbatii. In consecință, modul de reprezentare a consumatorilor în studiile de stabilitate are o mare influență asupra rezultatelor /62/, /110/, /112/, /139/, /144/, /149/, /153/, /189/, /210/, /229/, /230/, /233/, /292/.

Referitor la modelizarea consumatorilor ramân valabile conceptele de bază prezentate în subcapitolul 2.1, remarcându-se următoarele aspecte suplimentare /20/, /46/, /48/, /108/, /189/, /221/, /230/, /233/, /242/:

a) la ora actuală se apreciază că există o rămânere în urmă în privința modelizării consumatorilor, comparativ cu celelalte elemente de sistem; includerea acțiunii automatice de sistem în studiile de stabilitate și considerarea unor durate de analiză de ordinul secundelor fac necesară modelizarea mult mai atentă a efectelor dinamice ale consumatorilor, sistemele moderne de calcul oferind posibilități sporite în acest sens;

b) nu se pune în general problema modelizării unor consumatori individuali, ci a unor consumatori echivalenți, de natură complexă, din nodurile de înaltă tensiune ale SEE, preferându-se în locul unui model unic utilizarea unui număr mai mare de modele, corespunzătoare componentelor de consum;

c) pentru consumatori sînt necesare modele relativ simple, în principal din cauza datelor (parametrii să fie determinați din măsurători uzuale), dar care să reproducă oit mai exact comportarea lor dinamică; modelele trebuie să fie compatibile cu programele actuale de calcul pentru SEE complexe;

d) este necesară pregătirea unor baze de date adecvate, legate de parametrii modelelor utilizate pentru consumatori, reliefindu-se dificultățile legate de:

~~compoziția eterogenă, în permanență schimbare, a consumului de pe barele de înaltă tensiune ale SEE complexe;~~

- gradul mare de incertitudine al datelor referitoare la consumatorii individuali și distribuția lor cu totul aleatoare în cadrul rețelei de medie și joasă tensiune;

- determinarea experimentală a caracteristicilor dinamice (în sistem se pot realiza variații de tensiune de maximum $\pm 0,15$ %, respectiv variații nesemnificative de frecvență) și numărul mare de experimente relativ complicate necesare pentru validarea parametrilor.

În cazul existenței unor date concrete, pentru consumatorul complex se pot adopta compoziții de tipul celor prezentate în tabelul 4.1.

Tabelul 4.1.

Bibliografie	/77/	/185/	/28/
Tip consum			
Motoare asincrone	30-70	50	40-60
Motoare sincrone	10	8	10
Cuptoare și redresoare	5-35	11	10-15
Iluminat, consum casnic	10-20	22	10-30
Pierderi în rețele	5-10	9	5-10
Total	100%	100%	100%

Pentru reprezentarea diverselor categorii de consumatori se pot utiliza în principiu 4 tipuri de modele /43/, /62/, /139/, /140/, /210/, /230/, /292/:

a) modele simple de forma impedanță constantă, putere constantă sau curent constant, preluate de la circulația de puteri;

b) modele utilizând caracteristicile statice în funcție de tensiune și frecvență ale consumatorilor;

c) modele utilizând reprezentarea dinamică a consumatorilor rotativi;

d) modele mixte, rezultate pe baza unor combinații adecvate ale modelelor anterioare.

4.1.2. Modele simple pentru consumatori.

Modelele simple pentru consumatori au fost preluate de la calculul regimului staționar al SEE complexe, fiind utilizate chiar și la ora actuală de un număr mare de lucrări /41/, /50/, /89/, /101/, /163/, /210/, /251/, /267/, /280/. Se utilizează următoarele categorii de modele simple: impedanță constantă ($Z = ct.$), curent constant ($I = ct.$), putere constantă ($S = ct.$) și modele mixte (combinații adecvate ale primelor trei modele). În marea majoritate a lucrărilor se utilizează modelul $Z = ct.$ din cauza avantajelor pe care le prezintă: volum minim de date necesare, posibilitatea introducerii consumatorilor în matricea de admitanță nodală (ceea ce simplifică mult calculul circulației de puteri în regim tranzitoriu), etc.

Totuși, se poate aprecia că utilizarea numai a unor modele simple poate conduce în multe situații la rezultate eronate, ordinul de mărime al erorii ajungând până la 20-25 % /45/, /67/, /189/, /230/, /233/, /251/. Unele lucrări apreciază rezultatele obținute cu modelul $Z = ct.$ drept optimiste /45/, /251/ față de modelarea dinamică, altele pesimiste /110/, /112/, /263/. Experiența autorului în acest domeniu /163/ a condus la următoarele concluzii: modelul $Z = ct.$ conduce în general la rezultate optimiste în privința STT de primă oscilație, respectiv la rezultate pesimiste în privința amortizării oscilațiilor.

Se remarcă în mod suplimentar dificultățile serioase introduse de unele modele simplificate la calculul circulației de puteri în regim tranzitoriu, mai ales când tensiunile au valori scăzute (rezultând chiar cazuri de divergență sau soluții false) /292/, /293/.

4.1.3. Modele utilizând caracteristicile statice ale consumatorilor.

Considerarea consumatorilor în studiile de stabilitate prin caracteristicile lor statice în funcție de tensiune și frecvență ($P = f_1(U, f)$; $Q = f_2(U, f)$) a fost preluată tot de la analizele de regim staționar, constituind o reprezentare mai fidelă decât cea anterioară. Metoda este utilizată într-un număr relativ mare de lucrări /26/, /45/, /67/, /110/, /123/, /140/, /214/, /215/, /251/, /259/, /266/, /292/, remarcându-se următoarele aspecte specifice:

a) reprezentarea consumatorilor este mult mai fidelă decât cu oricare dintre metodele simple, mai ales în cazul unor perturbații mici, care nu conduc la variații accentuate de tensiune;

b) în cazul perturbațiilor mari, mai ales caracteristicile în funcție de tensiune conduc la rezultate necorespunzătoare, variațiile de frecvență fiind totuși relativ mici și lente;

c) sigur se complică calculul, mai ales la determinarea circulației de puteri în regim tranzitoriu, unde recalcularea puterii consumate în funcție de tensiune la fiecare iterație conduce la creșterea accentuată a timpului de calcul (atât timpul necesar unei iterații, cât și numărul de iterații);

d) îmbunătățirea rezultatelor nu este pe măsura efortului suplimentar de calcul;

e) este necesară cunoașterea valorii coeficienților caracteristicilor statice pentru fiecare consumator echivalent în parte (de preferință determinate experimental), cerință extrem de dificil de satisfăcut din cauza modificării permanente a compoziției consumului.

În scopul evitării iterațiilor suplimentare, în /67/ se propune calculul puterilor consumate cu caracteristicile statice utilizând tensiunile de la pasul precedent, fără a se rezolva în acest mod problema intervalelor de discontinuitate.

Principalele forme ale caracteristicilor statice sînt prezentate în tabelul 4.2, valorile numerice, de o mare diversitate, fiind date în /62/ (în tabelul 4.2 se utilizează notațiile $U_r = U/U_n$ și $f_r = f/f_n$). Determinarea coeficienților caracteristicilor statice se face prin compararea rezultatelor calculate cu cele înregistrate experimental /189/, /230/, /233/.

Tabelul 4.2.		
Putere	P	Q
Bibliografie /26/, /67/, /214/, /233/, /251/	$P = P_n U_r^a$	$Q = Q_n U_r^b$
/49/, /222/, /266/, /292/	$P = K_1 + K_2 U_r + K_3 U_r^2$	$Q = K_4 + K_5 U_r + K_6 U_r^2$
/26/, /45/ /214/	$\Delta P = \frac{\partial P}{\partial U} \Delta U + \frac{\partial P}{\partial f} \Delta f$	$\Delta Q = \frac{\partial Q}{\partial U} \Delta U + \frac{\partial Q}{\partial f} \Delta f$
/189/, /205/, /229/, /258/	$P = P_n (1 + K_1 \Delta f + K_2 \frac{\Delta U}{U} + K_3 \frac{\Delta U^2}{U^2} + K_4 \frac{\Delta f^2}{f^2})$	$Q = Q_n (1 + K_5 \Delta f + K_6 \frac{\Delta U}{U} + K_7 \frac{\Delta U^2}{U^2} + K_8 \frac{\Delta f^2}{f^2})$

În ipoteza inexistenței unor date determinate experimental despre caracteristicile statice, caracteristicile consumatorului complex se pot determina cu relații de tipul /62/:

$$(4.1) \quad P = P_n (p_{as1} P_{as1} + p_{as2} P_{as2} + p_{s1} P_{s1} + p_{s2} P_{s2} + p_{cr} P_{cr} + p_{ic} P_{ic} + p_p P_p)$$

$$(4.2) \quad Q = Q_n (q_{as1} Q_{as1} + q_{as2} Q_{as2} + q_{s1} Q_{s1} + q_{s2} Q_{s2} + q_{cr} Q_{cr} + q_{ic} Q_{ic} + q_p Q_p)$$

unde p și q reprezintă ponderile componentelor de consum (pentru consumul de tip motor asincron și sincron s-au introdus câte două componente distincte, în funcție de tipul cuplului rezistent), P și Q reprezintă caracteristicile statice ale diverselor componente de consum, iar P_n și Q_n puterea activă și reactivă nominală consumată.

Caracteristicile statice ale componentelor de consum sînt prezentate în anexa A4.1. Aplicînd relațiile (4.1) și (4.2) și ținînd cont de expresiile din tabelul A4.1.1, rezultă caracteristicile statice generale ale consumatorului complex:

$$(4.3) \quad P = P_n (aU_r^2 + bf_r + cf_r^3)$$

$$(4.4) \quad Q = Q_n (a'U_r^2 + b'U_r^2 f_r^{-1} + c'U_r^{-2} f_r + d'U_r f_r^{-1})$$

Admițînd pentru ponderile componentelor de consum valorile din ultima coloană a tabelului 4.1, coeficienții din relațiile (4.3) și (4.4) au ordinal de mărime prezentat în tabelul 4.3.

Tabelul 4.3.

Coef.	a	b	c	a'	b'	c'	d'
Valoare							
Minimă	0.250	0.480	0.050	0.154	0.713	0.202	-0.125
Maximă	0.400	0.555	0.025	0.183	0.793	0.225	-0.166

Valorile efectelor de reglaj /62/ în punctul nominal de funcționare sînt prezentate în tabelul 4.4.

Tabelul 4.4.

Efect regl.	$\partial P / \partial U$	$\partial P / \partial f$	$\partial Q / \partial U$	$\partial Q / \partial f$
Valoare				
Minimă	0.50	0.70	1.22	-0.36
Maximă	0.60	1.25	1.36	-0.43

În legătură cu utilizarea caracteristicilor statice experimentale autorului indică următoarele concluzii /62/, /294/:

a) ameliorarea rezultatelor

nu este nici pe departe pe măsura efortului suplimentar de calcul, mai ales din cauza incertitudinii datelor despre consumatori;

b) utilizarea caracteristicilor statice este justificată numai la calculul regimului staționar anteperturbatie;

c) în cazul absenței unor caracteristici determinate experimental, se pot utiliza caracteristici și valori numerice de tipul celor prezentate în relațiile (4.1) și (4.4), respectiv tabelele 4.3 și 4.4.

4.1.4. Modele utilizând reprezentarea dinamică a consumatorilor rotativi,

Modelele prezentate în paragrafele anterioare sînt adecvate doar pentru reprezentarea consumatorilor statici, introducînd erori relativ mari cînd este vorba de consumatorii rotativi. Avînd în vedere ponderea consumatorilor rotativi în cadrul consumatorului echivalent (tabelul 4.1), este cu totul justificată atenția care li se acordă în studiile de stabilitate ale SEE complexe /61/, /139/, /140/, /149/, /210/, /230/, /246/, /263/, /293/. Problema modelizării consumatorilor rotativi este cu atât mai importantă, cu cît sînt mai apropiați de nodurile afectate de scenariul de perturbare /140/.

În general, considerarea caracteristicilor dinamice ale consumului rotativ conduce la o mai bună amortizare a oscilațiilor /263/, dar pot apărea cazuri și de reducere a limitelor de stabilitate, mai ales în cazul motoarelor asincrone cu cuplul de răsturnare mic /251/.

Consumul de tip asincron are ponderea cea mai mare în cadrul consumatorului complex, dar este constituit dintr-un număr mare de motoare, cu parametri eterogeni, alimentate de rețele extinse de distribuție. La modelizarea consumului de tip asincron se pun în principal două mari probleme: alegerea modelului matematic pentru descrierea proceselor dinamice din motorul asincron echivalent, respectiv cunoașterea parametrilor motoarelor asincrone echivalente.

În privința modelului matematic, un număr foarte mic de lucrări utilizează modele de ordin superior /149/, /246/, și acelea doar pentru cazul unui singur generator legat la un sistem de putere infinită. Marea majoritate a cercetătorilor neglijează fenomenele tranzitorii statorice și rezistența statorică, considerînd și viteza unghiulară constantă în ecuațiile electromagnetice, ceea ce conduce la următorul model matematic de ordinul 3 /139/, /140/, /210/, /222/, /230/, /263/, /293/:

$$(4.5) \quad \dot{E}'_d = T'_{do}{}^{-1} \left[a\omega_s N'_q - E'_d + (1 - X'/X)U_d \right] ; \quad (4.7) \quad \dot{\delta} = \omega_s^{-1} (P_m - P_e)$$

$$(4.6) \quad \dot{E}'_q = T'_{do}{}^{-1} \left[-a\omega_s E'_d - E'_q + (1 - X'/X)U_q \right]$$

unde E'_d , E'_q , U_d , U_q reprezintă componentele după axa d și q a tensiunii contraelectromotoare tranzitorii, respectiv a tensiunii la borne, ω_s pulsația cîmpului statoric, a alunecarea, X , X' reactanța, respectiv reactanța tranzitorie, T'_{do} constanta de timp rotorică, T_m constanta de timp mecanică a rotoarelor, iar P_m și P_e reprezintă puterea mecanică, respectiv electrică, a motorului asincron.

Pe lângă problemele legate de cunoașterea parametrilor, modelul reprezentat de ecuațiile diferențiale (4.5)-(4.7) prezintă dezavantajul unei creșteri destul de accentuate a timpului de calcul /61/, /89/, /189/, atât datorită necesității integrării numerice a unui număr sporit de ecuații diferențiale, cât și a complicităților introduse la determinarea circulației de puteri în regim tranzitoriu.

Un model mai realist este cel care consideră numai ecuațiile de circuit derivând de relația (4.7) și recalculează la fiecare pas al procesului iterativ de calcul impedanța echivalentă a motorului în conformitate cu schema electrică echivalentă

pentru regim staționar /51/, /149/. Pe lângă un volum rezonabil de calcule, acest model prezintă avantajul reducerii bazei de date, fără a altera în mod deosebit precizia rezultatelor.

Stabilirea parametrilor motoarelor asincrone echivalente este dificilă din cauza numărului foarte mare de motoare în cadrul consumatorului complex, avînd o gamă largă de mărimi nominale și fiind alimentate printr-o rețea de distribuție extinsă /139/, /140/, /189/. Identificarea parametrilor și modelarea individuală este posibilă numai în cazul motoarelor de puteri foarte mari. La motoarele mici și medii se cunosc puterile totale consumate și eventual puterea totală instalată, fiind necesară o investigație statistico-probabilistică asupra tipurilor de motoare, a parametrilor lor și a mașinii antrenate. În /139/ se recomandă gruparea motoarelor pe nivele de tensiune, iar în cadrul aceluiași nivel în mai multe grupe, în funcție de puterea nominală și relațiile între parametrii nominali (mai ales T_m și T_{d0}). Parametrii mașinii echivalente se calculează ca medii ponderate în funcție de puterea nominală, rezultatele fiind ajustate probabilistic. În /230/, /235/ se recomandă ca ajustarea parametrilor consumatorului asincron echivalent să se realizeze prin compararea rezultatelor calculate cu cele măsurate experimental în diverse regimuri dinamice.

Importanța care se acordă componentei de consum de tip sincron este mai redusă datorită ponderii sale mult mai mici în cadrul consumatorului complex. În general se utilizează aceleași modele ca și pentru GS, cu observația că în majoritatea studiilor referitoare la SEE complexe se consideră doar ecuațiile de mișcare și modelul cel mai simplu, corespunzător unei tensiuni constante în spatele unei reactanțe. În cazuri cu totul speciale, și unor motoare sincrone de putere foarte mare, apropiate electric de nodurile de înaltă tensiune ale zonei de interes, în cazul unor sisteme de dimensiuni reduse, se iau în considerare modele de ordin superior.

4.1.5. Modelul adoptat pentru reprezentarea consumatorilor.

4.1.5.1. Modelul pentru regim staționar.

Pe baza concluziilor prezentate în paragrafele anterioare, se adoptă pentru consumatori un model constituit din trei componente:

- componentă de tip motor asincron echivalent;
- componentă de tip motor sincron echivalent;
- componentă de tip $Z = ct.$, înglobînd toți consumatorii nerotativi.

La determinarea circulației de puteri în regimul staționar anteperturbație consumatorii se introduc prin caracteristicile statice de tensiune și frecvență, determinate experimental sau analitic, rezultînd puterea activă și reactivă totală consumată (P_0 , Q_0) și modulul și faza tensiunii la borne față de un reper fix considerat (V_0 , β_0).

Considerîndu-se cunoscute ponderile componentelor rotative în cadrul consumatorului

lui total (k_{as} , k_s), rezultă puterile active inițiale:

$$(4.8) \quad P_{aso} = k_{as} P_o$$

$$(4.9) \quad P_{so} = k_s P_o$$

$$(4.10) \quad P_{zo} = (1 - k_{as} - k_s) P_o$$

Pentru motorul asincron se adoptă schema echivalentă simplificată prezentată în fig.4.1 /91/, /203/, în fig.4.2 fiind reprezentată caracteristica putere-alunecare.

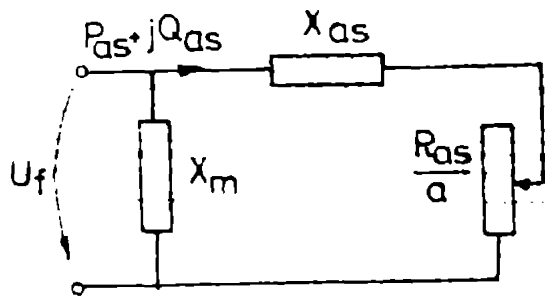


Fig.4.1. Schema echivalentă simplificată a motorului asincron.

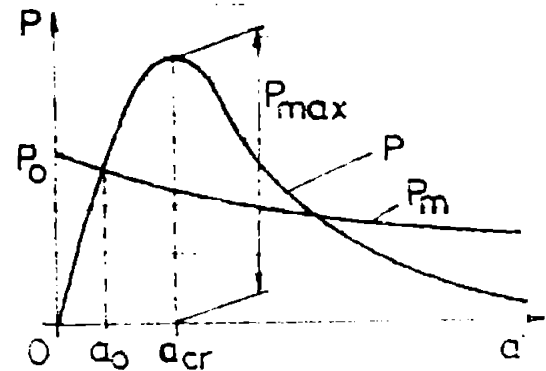


Fig.4.2. Caracteristica putere-alunecare a motorului asincron.

Se consideră drept date inițiale cunoscute alunecarea inițială (a_o) și multiplicitatea cuplului nominal (b), definit de relația (4.11). Considerînd alunecarea critică (a_{cr}) definită de relația (4.13.a) și schema echivalentă din fig.4.1, puterea activă consumată de motorul asincron este dată de relația (4.12). Eliminînd puterea din relațiile (4.11) și (4.12), rezultă expresia (4.13.b) pentru alunecarea critică.

$$(4.11) \quad b = \frac{P_{max}}{P_{aso}} = \frac{U_o^2}{2X_{as} P_{aso}} \quad ; \quad (4.12) \quad P_{aso} = \frac{U_o^2}{X_{as}} \frac{a_o a_{cr}}{a_o^2 + a_{cr}^2}$$

$$(4.13.a) \quad a_{cr} = R_{as} / X_{as} \quad ; \quad (4.13.b) \quad a_{cr} = a_o (b + \sqrt{b^2 - 1})$$

Pentru parametrii schemei echivalente rezultă expresiile:

$$(4.14) \quad X_{as} = \frac{U_o^2}{2bP_{aso}} = \frac{U_o^2}{P_{aso}} \frac{a_o a_{cr}}{a_o^2 + a_{cr}^2} \quad ; \quad (4.15) \quad R_{as} = a_o X_{as}$$

La calculul puterii reactive partea corespunzătoare reactanței de magnetizare a motorului asincron se include în componenta de impedanță constantă. În aceste condiții pentru Q_{aso} rezultă expresia:

$$(4.16) \quad Q_{aso} = P_{aso} a / a_{cr}$$

Pentru motorul sincron se consideră reprezentarea simplificată printr-o tensiune constantă în spatele unei reactanțe, rezultînd schema echivalentă din fig.4.3.

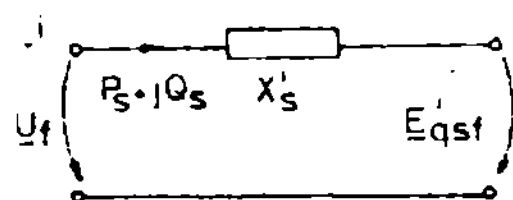


Fig.4.3. Schema echivalentă simplificată a motorului sincron.

Se consideră drept date inițiale cunoscute reactanța transitorie (X'_s) și factorul de putere, rezultînd pentru puterea

reactivă (Q_{so}), modulul și faza tensiunii electromotoare tranzitorii (E'_{qs}, φ'_s) și unghiul dintre U și E'_{qs} (φ'_s) următoarele relații:

$$(4.17) \quad Q_{so} = P_{so} \operatorname{tg} \varphi'_{so} \quad ; \quad (4.18) \quad \varphi'_{so} = \arctg \left(- \frac{P_{so} X'_s}{U_o^2 - Q_{so} X'_s} \right)$$

$$(4.19) \quad E'_{qo} = U_o^{-1} \sqrt{(U_o^2 - Q_{so} X'_s)^2 + P_{so}^2 X_s'^2} \quad ; \quad (4.20) \quad \varphi'_{so} = \varphi'_o + \varphi'_{so}$$

Puterile se pot exprima sub forma:

$$(4.21) \quad P_{so} = U_o E'_{qo} X_s'^{-1} \sin \varphi'_{so} \quad ; \quad (4.22) \quad Q_{so} = U_o X_s'^{-1} (E'_{qo} \cos \varphi'_{so} - U_o)$$

Pentru consumul de tip $Z = ct.$ puterea activă și reactivă rezultă din relațiile de bilanț (4.10, respectiv 4.23):

$$(4.23) \quad Q_{so} = Q_o - Q_{aso} - Q_{so}$$

Puterea reactivă Q_{so} cuprinde și componenta corespunzătoare reactanței de magnetizare a motorului asincron.

4.1.5.2. Modelul pentru regim tranzitoriu.

Componenta de consum de tip $Z = ct.$ se înglobează în matricea de admitanță nodală la calculul circulației de puteri în regim tranzitoriu, modificând elementele diagonale cu un termen de forma:

$$(4.24) \quad Y_{11z} = G_{11z} - jB_{11z} = P_{zo} U_o^{-2} - jQ_{zo} U_o^{-2}$$

Modelele stabilite pentru componentele rotative elimină în totalitate iterațiile suplimentare la calculul circulației de puteri în regim tranzitoriu, fiind necesară doar modificarea termenilor diagonali ai matricii de admitanță nodală. Descrierea regimului dinamic pentru motorul asincron echivalent se realizează cu ecuația de mișcare dată de relația (4.7). La fiecare moment în care se determină circulația de puteri se omite alungirea din soluționarea numerică a ecuației (4.7), considerând P_s constant pe intervalul Δt (ultima valoare determinată din circulația de puteri). La o anumită valoare a tensiunii și alunecării, puterea activă și reactivă consumată de motorul asincron are expresia:

$$(4.25) \quad P_{as} = \frac{U^2}{X_{as}} \frac{s_{or} s}{s^2 + s_{or}^2} = P_{aso} \frac{U^2}{U_o^2} \frac{s(s_{or}^2 + s_{cr}^2)}{s_{or}^2 (s^2 + s_{cr}^2)}$$

$$(4.26) \quad Q_{as} = P_{as} \frac{s}{s_{cr}} = \frac{U^2}{X_{as}} \frac{s^2}{s^2 + s_{or}^2}$$

Din relațiile (4.25) și (4.26) rezultă expresia termenilor suplimentari pentru elementele diagonale ale matricii de admitanță nodală:

$$(4.27) \quad Y_{11_{as}} = G_{11_{as}} - jB_{11_{as}} = \frac{1}{X_{as}} \frac{s_{or}^2}{s_{cr}^2 + s_{or}^2} \left(1 - j \frac{s}{s_{cr}} \right)$$

Puterea mecanică din ecuația (4.7) are, în funcție de natura cuplului rezistent, una din expresiile:

$$(4.28) \quad P_m = C_m \omega_s (1-a) = P_{aso} (1-a)(1-a_o)^{-1}$$

$$(4.29) \quad P_m = C_m \omega_s^3 (1-a)^3 = P_{aso} (1-a)^3 (1-a_o)^{-3}$$

Descrierea regimului dinamic pentru motorul sincron echivalent se realizează prin intermediul unei ecuații de mișcare de forma:

$$(4.30) \quad \dot{\omega} = T_m^{-1} (P_s - P_m) \quad ; \quad (4.31) \quad \dot{\delta}_s = \omega - \omega_s$$

În ecuația (4.30) se poate introduce fără nici o dificultate un termen corespunzător unui cuplu de amortisare sau unui cuplu asincron. Puterea mecanică se determină cu o relație de tipul (4.28), aplicată pentru componenta sincronă.

Puterile P_s și Q_s se pot determina la fiecare pas al procesului de calcul cu relații de tipul (4.21), (4.22), mărimile care intervin fiind cele curenți (fără indice o), cu E'_q constant ca modul și variabil ca fază (δ_s). Ele rezultă însă mai simplu din relațiile de circulație.

Pe baza schemei echivalente din fig.4.3 se poate calcula termenul care reprezintă contribuția motorului sincron la elementele diagonale ale matricii de admitanță nodală (pentru circulația de puteri în regim tranzitoriu):

$$(4.32) \quad Y_{11s} = -jB_{11s} = -jX_s^{-1}$$

Nodul j din fig.4.3 este de fapt un nod de echilibrare în circulația de puteri transitorie (tensiunea impusă ca modul și fază), nefiind necesară introducerea explicită a unui nod suplimentar.

Se poate aprecia în concluzie că modelul adoptat pentru consumatori reproduce în mod corespunzător comportarea lor în regim staționar și dinamic, mult mai bine decât ericarea dintre reprezentările simplificate, fără a complica în mod deosebit procesul de calcul pentru SEE complexe. Evitarea totală a iterațiilor suplimentare la calculul circulației de puteri în regim tranzitoriu constituie un câștig foarte important din punctul de vedere al timpului de calcul.

4.2. Modelizarea elementelor de rețea.

~~4.2.1. Modelizarea transformatorilor și autotransformatorilor.~~

Marea majoritate a studiilor de stabilitate referitoare la SEE complexe introduc transformatoarele și autotransformatoarele doar prin intermediul unui element longitudinal /67/, /144/, /210/, /224/, /267/. Se consideră totuși că este mai potrivită o modelare printr-o schemă echivalentă galvanică în unități relative, care să cuprindă și elementul transversal, deoarece, prin maniera de tratare aleasă de autor, se introduce dificultăți suplimentare de calcul în programul propriu-zis de stabilitate, ci numai la crearea bazei de date.

Parametrii schemei echivalente galvanice reprezentate în fig.4.4 au următoarele expresii în unități relative:

$$(4.33) \quad Y_{Ar} = k_{trr} Y_{lr}$$

$$(4.34) \quad Y_{Br} = k_{trr}^2 (Y_{lr} + Y_{tr}) - k_{trr} Y_{lr}$$

$$(4.35) \quad Y_{Cr} = (Y_{lr} + Y_{tr}) - k_{trr} Y_{lr}$$

$$(4.36) \quad k_{trr} = k_{trp} U_{bJT} / U_{bIT}$$

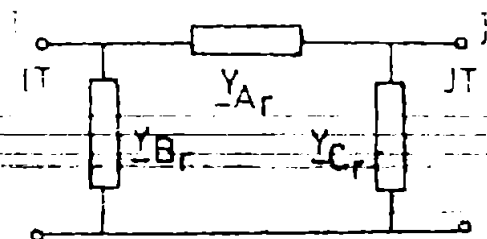


Fig. 4.4. Schema echivalentă galvanică pentru transformatoare.

În relațiile (4.33)-(4.36) Y_{lr} și Y_{tr} reprezintă admitanța longitudinală, respectiv cea transversală, în ur, corespunzătoare unei scheme echivalente în Π , k_{trr} raportul de transformare în ur, k_{trp} raportul de transformare cu considerarea reglajului longitudinal de tensiune (în ua), iar U_{bJT} și U_{bIT} tensiunile de bază.

În matricea de admitanță nodală transformatoarele și autotransformatoarele se introduc prin următoarele elemente:

$$(4.37) \quad Y_{jj} = (Y_{lr} + Y_{tr}) \quad ; \quad (4.38) \quad Y_{ii} = k_{tr}^2 (Y_{lr} + Y_{tr})$$

$$(4.39) \quad Y_{ij} = Y_{ji} = k_{trr} Y_{lr}$$

Modelul prezentat ține cont cu ușurință de modificarea raportului de transformare și variația reactanței longitudinale cu poziția plotului de reglaj longitudinal. Nu se ține cont de variația parametrilor cu frecvența, ipoteză unanim acceptată în calculele de stabilitate ale SBE complexe, din cauza valorii reduse a variațiilor de frecvență pe durata a câteva secunde și a dificultăților de calcul.

4.2.2. Modelizarea liniilor electrice.

Linii electrice se modelizează prin scheme echivalente în Π cu parametri concentrați, existînd posibilitatea considerării unor conductanțe transversale necule. Pentru liniile seriene cu o lungime de peste 250 km parametrii schemelor echivalente se corectează cu coeficientii Kennelly /222/. Din motive similare cu cele de la transformatoare, nu se ține cont de modificarea parametrilor cu frecvența, introducerea acestei dependente fiind perfect posibilă (cu mărirea corespunzătoare a timpului de calcul).

4.3. Determinarea circulației de puteri în SBE complexe.

4.3.1. Prezentarea problemei.

Determinarea circulației de puteri în SBE complexe presupune calculul tensiunilor în nodurile sistemului (ca modul și fază), inclusiv la bornele generatoarelor, precum și a circulației de puteri pe laturi, pentru anumite condiții terminale date. Modul de rezolvare al acestei probleme, atît în regimul staționar anteperturbativ, dar mai ales la diverse momente ale regimului transitoriu, constituie, alături de soluționarea sistemelor de ecuații diferențiale, punctul cheie al oricărei metode numerice de analiză a stabilității GS din cadrul SBE complexe /57/, /89/, /112/, /144/, /161/, /221/. În literatura de specialitate sînt prezentate un mare nu-

un număr mare de tentative, mai mult sau mai puțin reușite, de reducere a timpului de calcul și a memoriei interne necesare pentru determinarea circulației de puteri /133/, /141/, /160/, /162/, /236/, /249/, - făcându-se totuși referiri destul de puține la soluționarea problemei în regim tranzitoriu /205/, /213/.

La ora actuală, practic toate studiile serioase de stabilitate referitoare la EE complexe utilizează diversele variante ale metodelor de tip Newton pentru determinarea circulației de puteri în regimul staționar anteperturbație /113/, /141/, /161/, /217/, /249/, /250/. Totuși, din cauza dificultăților legate de aplicarea metodei Newton la diverse momente ale regimului tranzitoriu, un număr relativ mare de lucrări utilizează în acest regim metode relativ mai "rudimentare", asociate cu educerea dimensiunilor rețelei de interconexiune în scopul menținerii timpului de calcul în limite acceptabile. În această situație devine extrem de dificilă obținerea informațiilor legate de circulația de puteri în sistemul real la diverse momente ale regimului tranzitoriu. Scopul lucrării nefiind legat decât în mod indirect de metodele de soluționare a circulației de puteri, se vor prezenta în continuare doar metodele utilizate de autor și principalele contribuții aduse în privința reducerii timpului de calcul și a memoriei interne utilizate, corelat cu implementarea unor algoritmi de tip Newton și în regim tranzitoriu.

Considerându-se un sistem format din n noduri (n_g noduri generatoare, n_c noduri consumatoare și un nod de balansare), starea electrică a fiecărui nod este caracterizată prin 4 mărimi scalare: puterea activă și reactivă rezultantă în nod, P_1 și Q_1 , modulul și faza tensiunii nodului, U_1 și δ_1 . Pentru fiecare nod două mărimi sînt cunoscute și două necunoscute, necunoscutele fiind U și δ pentru nodurile consumatoare, Q și β pentru cele generatoare, respectiv P și Q pentru nodul de balansare.

În cazul utilizării unei metode iterative de tip Newton, la determinarea circulației de puteri pentru regimul inițial anteperturbație se parcurg în principal următoarele etape:

- a) stabilirea datelor inițiale ale problemei: dimensiunile sistemului, mărimile caracteristice ale nodurilor, parametrii elementelor de rețea, caracteristicile procesului iterativ de calcul, etc.;
- b) calculul matricii de admitanță nodală $[Y_n]$ din matriciile primitive de rețea și cele topologice;
- c) initializarea variabilelor, realizată de regulă cu valori "flat" ($\delta = 0$ urm, $P_{ref} = 0$);
- d) la fiecare pas al procesului iterativ de calcul se determină puterile rezultante în toate nodurile și abaterile de putere față de valorile luate:

$$(4.40) \quad P_i^k = U_i^{(k-1)^2} G_{i1} + \sum_{j=1}^n U_i U_j [G_{ij} \cos(\delta_i - \delta_j) + B_{ij} \sin(\delta_i - \delta_j)]$$

$$(4.41) \quad Q_1^k = -U_1^{(k-1)^2} B_{11} + \sum_{j=1}^n U_1 U_j \left[G_{1j} \sin(\beta_1 - \beta_j) + B_{1j} \cos(\beta_1 - \beta_j) \right]$$

$$(4.42) \quad \Delta P_1^k = P_1^{\text{impus}} - P_1^k \quad ; \quad (4.43) \quad \Delta Q_1^k = Q_1^{\text{impus}} - Q_1^k$$

unde P_1^{impus} și Q_1^{impus} rezultă din puterile date fix sau prin caracteristici statice, Q_1^k se calculează numai pentru nodurile consumatoare, $Y_{ij} = G_{ij} - jB_{ij}$ reprezintă termenul ij al matricii de admitanță nodală, iar indicele superior k se referă la numărul iterației;

e) la fiecare pas al procesului de calcul se soluționează sistemul linear de ecuații rezultat prin dezvoltarea în serie Taylor a relațiilor (2.42) și (2.43) și reținerea doar a termenului de ordinul I, în maniera prezentată în paragraful 4.3.2:

$$(4.44) \quad \begin{bmatrix} [\Delta P]^k \\ [\Delta Q]^k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [J_1]^k & [J_2]^k \\ [J_3]^k & [J_4]^k \end{bmatrix} \begin{bmatrix} [\Delta \beta]^k \\ [\Delta U]^k \end{bmatrix}$$

unde vectorii coloană $[\Delta P]^k$, $[\Delta Q]^k$, $[\Delta U]^k$, $[\Delta \beta]^k$ sînt de forma dată în relația (4.45), iar submatricele jacobianului au forma dată de relația (4.47), cu semnificațiile specificate în (4.46) și termeni dați de relațiile (4.48)-(4.53):

$$(4.45) \quad [\Delta P]^k = [\Delta P_1^k; \Delta P_2^k; \dots; \Delta P_n^k]^t$$

$$(4.47) \quad [J_2]^k = \begin{bmatrix} \frac{\partial P_1}{\partial U_1} & \frac{\partial P_1}{\partial U_2} & \dots & \frac{\partial P_1}{\partial U_n} \\ \frac{\partial P_2}{\partial U_1} & \frac{\partial P_2}{\partial U_2} & \dots & \frac{\partial P_2}{\partial U_n} \\ \dots & \dots & \dots & \dots \\ \frac{\partial P_n}{\partial U_1} & \frac{\partial P_n}{\partial U_2} & \dots & \frac{\partial P_n}{\partial U_n} \end{bmatrix}^k$$

$$(4.46.a) \quad [J_1]^k = \left[\frac{\partial P}{\partial \beta} \right]^k$$

$$(4.46.b) \quad [J_2]^k = \left[\frac{\partial P}{\partial U} \right]^k$$

$$(4.46.c) \quad [J_3]^k = \left[\frac{\partial Q}{\partial \beta} \right]^k$$

$$(4.46.d) \quad [J_4]^k = \left[\frac{\partial Q}{\partial U} \right]^k$$

$$(4.48) \quad \left. \frac{\partial P_1}{\partial \beta_i} \right|^k = -U_1^{(k-1)^2} B_{11} - Q_1^k \quad ; \quad (4.49) \quad \left. \frac{\partial P_1}{\partial U_i} \right|^k = -U_1^{(k-1)} G_{11} + P_1^k / U_1^{k-1}$$

$$(4.50) \quad \left. \frac{\partial Q_1}{\partial \beta_i} \right|^k = -U_1^{(k-1)^2} G_{11} + P_1^k \quad ; \quad (4.51) \quad \left. \frac{\partial Q_1}{\partial U_i} \right|^k = -U_1^{(k-1)} B_{11} + Q_1^k / U_1^{k-1}$$

$$(4.52) \quad \left. \frac{\partial Q_1}{\partial \beta_j} \right|^k = -U_j^{k-1} \left. \frac{\partial P_1}{\partial U_j} \right|^k = -U_1^{k-1} U_j^{k-1} \left[G_{1j} \cos(\beta_1^{k-1} - \beta_j^{k-1}) + B_{1j} \sin(\beta_1^{k-1} - \beta_j^{k-1}) \right]$$

$$(4.53) \quad \left. \frac{\partial P_1}{\partial \beta_j} \right|^k = U_j^{k-1} \left. \frac{\partial Q_1}{\partial U_j} \right|^k = U_1^{k-1} U_j^{k-1} \left[G_{1j} \sin(\beta_1^{k-1} - \beta_j^{k-1}) - B_{1j} \cos(\beta_1^{k-1} - \beta_j^{k-1}) \right]$$

f) la fiecare pas al procesului de calcul se determină noile valori ale variabilelor cu relațiile (4.54) și (4.55):

$$(4.54) \quad U_l^k = U_l^{k-1} + \Delta U_l^k \quad ; \quad (4.55) \quad \beta_l^k = \beta_l^{k-1} + \Delta \beta_l^k$$

g) se verifică pentru nodurile generatoare restricțiile de putere reactivă și în caz de încălcare a lor se iau măsurile necesare /222/;

h) se verifică la fiecare pas condițiile de terminare a procesului de calcul:

$$(4.56) \quad \text{Max} / \Delta P_i^k / \leq \epsilon$$

$$; \quad (4.57) \quad \text{Max} / \Delta Q_i^k / \leq \epsilon$$

dacă nu sînt îndeplinite, se sare la punctul d, iar dacă sînt îndeplinite se sare la punctul i;

i) se calculează circulația de puteri pe laturile sistemului utilizîndu-se relațiile corespunzătoare /57/.

În cazul determinării circulației de puteri pentru diverse momente ale regimului transitoriu, în algoritmul prezentat anterior apar următoarele modificări:

- toate cele n noduri inițiale (fizic existente) ale sistemului devin noduri consumatoare, sistemul mărindu-se (în mod fictiv) cu un număr de noduri de balanșare egal cu numărul de generatoare și motoare sincrone (nodul j din fig.2.1, 2.2 și 4.3, caracterizat prin modulele tensiunii D'' , D' sau E'_q , constante sau determinate din ecuațiile diferențiale, respectiv fazele aferente, determinate din soluționarea ecuațiilor diferențiale de mișcare);

- punctele a, g și i nu mai sînt necesare (total sau parțial);

- matricea de admitanță nodală rămîne practic la dimensiunile inițiale, introducîndu-se în mod distinct în termenii diagonali contribuția GS și a consumatorilor de tip asincron și sincron (în modul indicat în paragrafele 2.3.2 și 4.1.5.2); contribuția motoarelor asincrone se recalculază, în funcție de alunecare, la fiecare determinare a circulației de puteri, iar cea a generatoarelor și motoarelor sincrone numai în cazul considerării dependenței parametrilor de frecvență;

- la intervalele de discontinuitate introduse de elementele scenariului de perturbație se modifică elementele afectate ale matricei de admitanță nodală;

- inițializarea prevăzută la punctul c se realizează în general cu valorile de la calculul precedent de circulație sau alte valori determinate corespunzător (Anexa A2.4)(mai puțin la intervalele de discontinuitate determinate de elementele scenariului de perturbație);

- la punctul d, în relațiile (4.40) și (4.41) se adaugă în mod explicit un termen corespunzător laturilor fictive introduse de generatoarele și motoarele sincrone (în nodurile unde există), P_i^{impus} și Q_i^{impus} avînd pentru toate nodurile valori nule (generatoarele și consumatorii s-au introdus în matricea de admitanță nodală);

- dimensiunile sistemului de ecuații din relația (4.44) nu se modifică (nodurile de echilibrare nu au ecuații de β și U).

Maniera de tratare propusă pentru soluționarea circulației de puteri în regim transitoriu a condus în toate cazurile la sisteme de ecuații mai puternic condiționate (mai rapid convergente) decît cele din modelul inițial, problema soluționîndu-se cu succes chiar și în cazul unor regimuri foarte "dure": scurtcircuite trifazate concomitente în mai multe noduri.

4.3.2. Tehnici utilizate pentru reducerea timpului de calcul și a memoriei.

Ad în vedere ponderea pe care o deține determinarea circulației de puteri al timpului total de calcul, precum și memoria necesară pentru soluționarea matematic prezentat în paragraful anterior, sînt justificate măsuri pentru reducerea timpului de calcul și a memoriei utilizate. Pe baza experienței acumulate de autor [160/,/162/,/294/, atenția trebuie îndreptată în unele direcții, legate în principal de soluționarea sistemului liniar de ecuații relația (4.44):

reducerea dimensiunilor sistemului liniar de ecuații din relația (4.44) [15/,/116/;

evitarea soluționării repetate a sistemului liniar de ecuații [141/,/217/;

conservarea lacunarității matricii coeficienților în decursul procesului de calcul [96/,/113/,/198/,/236/;

utilizarea lacunarității matricilor de sistem pentru reducerea memoriei și timpului de calcul [116/,/154/,/204/,/262/.

În scopul reducerii dimensiunilor sistemului de ecuații din relația (4.44) se utilizează varianta decuplată a metodei Newton [222/,/249/,/250/, care, pe baza analizelor din submatricile lui $[J]$ ($/0_{1j}/ \ll /B_{1j}/$; $/\sin(\beta_1 - \beta_j)/ \ll /cos(\beta_1 - \beta_j)/$) și $[J_2] = [0]$ și $[J_3] = [0]$, rezultînd un sistem decuplat de ecuații pentru variabilele $P-\beta$ și $Q-U$:

$$(58) \quad [\Delta P]^k = [J_1]^k [\Delta \beta]^k \quad ; \quad (4.59) \quad [\Delta Q]^k = [J_4]^k [\Delta U]^k$$

În ecuațiile (4.58) și (4.59) valoarea termenilor lui $[J_1]$ și $[J_4]$ se modifică pas cu pas al procesului iterativ de calcul, fiind necesară o triunghiularizare repetată. În scopul evitării rezolvării repetate a întregului sistem se face o suplimentare privind termenii submatricelor lui $[J]$: se consideră

$/\sin(\beta_1 - \beta_j)/ \cong 0$; $/cos(\beta_1 - \beta_j)/ \cong 1$; $/U_1/ \cong /U_j/ \cong 1$. La aceste condiții ecuațiile (4.58) și (4.59) devin:

$$(59) \quad [\Delta P]^k = -[B_n] [\Delta \beta]^k \quad ; \quad (4.61) \quad [\Delta Q]^k = -[B_n] [\Delta U]^k$$

$[B_n]$ reprezintă partea imaginară a matricii $[Y_n]$, iar $[B_n^1]$ este o submatrice a matricii $[B_n]$, corespunzătoare surtării nodurilor consumatoare. În regim tranzitoriu, unde toate nodurile inițiale devin noduri consumatoare, aceste matrici de coeficienți sînt identice. De asemenea, pe baza ultimelor observații ele sînt și constante în decursul procesului iterativ de calcul al regimului tranzitoriu. În consecință, triunghiularizarea se efectuează o singură dată la prima iterație a unui calcul de circulație, la următoarele repetîndu-se operațiile asupra termenilor liberi și recalculîndu-se soluția. În ipoteza că matricii triunghiularizate și operațiile efectuate asupra termenilor

liberi (pe suport intern sau extern de memorie), triunghiularizarea trebuie repetată numai în momentele în care scenariul de perturbație modifică configurația sistemului. În regim staționar $[B_n]$ se triunghiularizează doar la primul pas de circulație, iar $[B'_n]$ în momentele în care se încalcă restricțiile privind puterea reacției la nodurile generatoare.

Ipotezele făcute conduc și la o reducere a convergenței procesului iterativ de determinare a circulației de puteri (precum și la o ușoară creștere de memorie), dar timpul de calcul pe ansamblu scade foarte mult (mai ales la dimensiuni mari ale SEE).

Memorarea matricelor de sistem ca matrice dense (tablouri bidimensionale), la dimensiuni mari ale sistemului considerat, este practic imposibilă. Ele prezintă caracteristica de lacunaritate, reflectînd de fapt gradul de interconectare relativ redus al elementelor SEE. În scopul reducerii memoriei necesare și a timpului de calcul, trebuie utilizată la maximum lacunaritatea.

Sistemele de ecuații (4.60) și (4.61) sînt de forma prezentată în relația (4.62) sau (4.63):

$$(4.62) \quad [A][X] = [D] \quad ; \quad (4.63) \quad \sum_{j=1}^n a_{ij}x_j = d_i \quad i = \overline{1, n}$$

Prin triunghiularizare gaussiană /80/, /92/ sistemul (4.63) se aduce la forma:

$$(4.64) \quad \sum_{j=1}^n a_{ij}^k x_j = d_i^k \quad i = \overline{1, n}$$

unde pentru contorul de iterații $k = \overline{1, n}$ coeficienții utili a_{ij} și termenii liberi d_i au expresiile:

$$(4.65) \quad a_{ij}^k = \begin{cases} 1 & \text{pt. } i=k \quad ; \quad j=k \\ 0 & \text{pt. } i=\overline{k+1, n} \quad ; \quad j=k \\ a_{ij}^{k-1} / a_{ii}^{k-1} & \text{pt. } i=k \quad ; \quad j=\overline{k+1, n} \\ a_{ij}^{k-1} - a_{ik}^{k-1} a_{kj}^k & \text{pt. } i=\overline{k+1, n} \quad ; \quad j=\overline{k+1, n} \end{cases}$$

$$(4.66) \quad d_i^k = \begin{cases} d_i^{k-1} / a_{ii}^{k-1} & \text{pt. } i=k \\ d_i^{k-1} - a_{ik}^{k-1} d_k^{k-1} & \text{pt. } i=\overline{k+1, n} \end{cases}$$

Soluția sistemului se obține prin reinlocuire în relațiile (4.64). Dacă matricea $[A]$ este constantă, la fiecare iterație se repetă numai operațiile date de relațiile (4.66). Avînd în vedere că matricea $[A]$ este simetrică în general și ținînd seama de observația $a_{ij}^k = a_{ji}^k$ /62/, pentru efectuarea operațiilor date de relațiile (4.64) și (4.66) este suficientă doar memorarea unei matrice $[C]$, triunghiulară superior, ale cărei elemente au următoarele semnificații:

$$(4.67) \quad c_{ij} = \begin{cases} 1/a_{ii}^{i-1} & \text{pentru } i=j \\ a_{ij}^1 & \text{pentru } i < j \\ 0 & \text{pentru } i > j \end{cases}$$

Inițial matricea $[A]$ are structura lacunară a matricii $[Y_n]$. În final, triunghiul superior al matricii $[C]$ are tot o structură lacunară, dar cu un indice de densitate mai mare. Valoarea finală a indicelui de densitate depinde în mare măsură de ordinea considerării nodurilor. În /160/ autorul prezintă un algoritm quasiexact de ordonare a nodurilor, care, comparat cu o ordonare oarecare, un algoritm simplu și un algoritm exact, conduce la rezultate foarte bune în privința conservării lacunarității. În tabelul 4.5 se prezintă două exemple edificatoare în acest sens.

Tabelul 4.5.

Număr noduri sistem	Număr termeni nediagonali nenuli				
	Matrice $[Y_n]$	Matrice $[C]$			
		algoritm quasiexact	ordonare oarecare	algoritm simplu	algoritm exact
182	190	223	2530	262	219
861	1091	1723	foarte mare	2284	1682

Pentru sisteme pînă la 1000 de noduri valoarea raportului dintre numărul de termeni nediagonali nenuli din $[C]$ și $[Y_n]$ este de $1.1 \div 2.0$ /162/, ceea ce înseamnă o bună conservare a lacunarității în decursul procesului de calcul.

Tehnicile de memorare și prelucrare a matricilor lacunare utilizate de autor sînt prezentate în sinteză în anexa A4.2, conducînd la o reducere substanțială a memoriei necesare și a timpului total de calcul. Dintre cele patru metode, analizate comparativ în funcție de coeficientul de reducere a memoriei și timpul de calcul (reflectat de modul de creare a tablourilor monodimensionale ajutătoare pentru memorarea lacunară a matricilor de sistem pe baza informațiilor topologice și a celor de material, respectiv accesul direct și secvențial, pe linii și pe coloane, la elementele matricii de sistem), se propune în final metoda nr.3.

Prin utilizarea tehnicilor lacunare prezentate în anexa A4.2, memoria internă necesară, și practic și timpul total de calcul, se modifică liniar cu dimensiunile SEE considerat (în cazul matricilor dense dependența este patrată). În programele de calcul elaborate de autor /160/ memoria internă necesară pentru toate tablourile legate de circulația de puteri este dată de relația:

$$(4.68) \quad M = 0.154 n \quad [ko]$$

Pentru un sistem cu 200 de noduri rezultă o memorie de 31 ko. În ipoteza utilizării unui suport extern de informație pentru matricile topologice și cele primitive de rețea, necesare doar în unele segmente, apelate numai odată, ale programului de calcul, care nu sînt pe drumul critic al structurii de segmentare, memoria internă necesară are expresia:

$$(4.69) \quad M = 0.108 n \quad [ko]$$

Pentru un sistem de 200 de noduri rezultă o memorie de 22 ko.

Experiența autorului /160/, /162/ arată că adoptarea în continuare a unor metode de reducere a memoriei (memorarea tablourilor întregi pe semicuvînt) în detrimentul timpului de calcul, nu se justifică în programele de stabilitate referitoare la SEE care nu depășesc 400-500 noduri.

Capitolul 5

OPTIMIZAREA COMPORTĂRII DINAMICE A GENERATOARELOR SINCRONE DIN CADRUL SISTEMELOR ELECTROENERGETICE COMPLEXE UTILIZÂND REGULA- TOARE AUTOMATE CU SEMNALE SUPPLEMENTARE

5.1. Modelul matematic al problemei de optimizare.

Optimizarea comportării dinamice a SEB complexe cuprinsind un număr mare de GS reprezintă o problemă de o deosebită complexitate. Atît la definirea problemei, cît și la soluționarea ei, trebuie avute în vedere o serie de cerințe contradictorii /35/, /60/, /104/, /142/, /202/, /235/, /254/, /269/:

- a) asigurarea unor limite de SFT de primă oscilație cît mai mari (reducerea amplitudinii primei oscilații), respectiv atingerea cît mai rapidă și lină a regimului staționar postperturbație (amortizare cît mai bună a oscilațiilor);
- b) asigurarea unei calități corespunzătoare a proceselor tranzitorii atît la mici perturbații, cît și la mari perturbații;
- c) amortizarea corespunzătoare a oscilațiilor atît în gama de frecvențe de 1-3 Hz (caracteristică oscilațiilor electromecanice ale GS față de restul SEB), cît și în gama de 0.1-1 Hz (oscilațiile între diverse subsisteme legate prin linii slabe de interconexiune);
- d) îmbunătățirea calității proceselor tranzitorii atît pe partea "activă" (oscilațiile de unghi, viteză unghiulară, etc.), cît și pe cea "reactivă" (oscilațiile de tensiune, putere reactivă, etc.);
- e) optimizarea comportării dinamice a GS individuale, cît și a restului (ansamblului) sistemului;
- f) asigurarea unei calități corespunzătoare a proceselor tranzitorii pentru toată gama regimurilor posibile de funcționare (ale GS, respectiv SEB în ansamblu).

În cazul utilizării unor SRAE cu semnale suplimentare pentru ameliorarea comportării dinamice a GS din cadrul SEB complexe, procesul de optimizare implică soluționarea următoarelor probleme:

- a) alegerea GS la care se utilizează SRA cu semnale suplimentare;
- b) sintetizarea funcțiilor de transfer corespunzătoare canalelor de semnale suplimentare;
- c) determinarea valorii optime a parametrilor SRA cu semnale suplimentare.

Cu toate că este quasievidentă necesitatea soluționării problemei de optimizare considerînd comportarea ansamblului sistemului /60/, /102/, /165/, /202/, /235/, /254/, /294/, majoritatea lucrărilor se referă la cazul celei mai simple configurații: un generator legat la un sistem de putere infinită /2/, /71/, /124/, /147/, /180/, /195/, /208/, /254/, /295/. Motivatia este legată de dificultatea soluționării analitice a problemei pentru cazul SEB complexe. Și pe baza experienței autorului /294/ se poate afirma că există mari diferențe între optimele determinate din con-

siderente locale și cele care au în vedere interesele ansamblului SER.

Din punctul de vedere al problemei de optimizare, modelul matematic al comportării SER complete în regim dinamic (relatiile (5.1)) poate fi prezentat sub forma:

$$(5.1) \quad \dot{Y}(t, [P]) = [A([P])]Y(t, [P]) + [B([P])]X(\Delta t, [P]) + [C([P])]Z(\Delta t, [P])$$

$$(5.2) \quad [F_1(Y(t, [P]), X(\Delta t, [P]))] + [F_2(Y(t, [P]), X(\Delta t, [P]))] = [0]$$

$$(5.3) \quad [Z(\Delta t, [P])] = [F_3(Y(t, [P]), X(\Delta t, [P]))]$$

unde $[Y(t, [P])]$ este vectorul coloană corespunzător variabilelor integrabile, $[X(\Delta t, [P])]$ vectorul coloană corespunzător variabilelor neintegrabile, $[Z(\Delta t, [P])]$ vectorul coloană cuprinzând variabile rezultate prin combinații liniare sau neliniare între elementele lui $[Y]$ și $[X]$, $[F_1]$ vectorul coloană cuprinzând funcții neliniare de $[X]$ și $[Y]$ (cuprinzând implicit și relațiile de determinare a elementelor lui $[X]$), $[F_2]$ vectorul coloană al funcțiilor discontinue legate de elementele scenariului de perturbare, $[F_3]$ vectorul coloană al funcțiilor neliniare care definesc elementele lui $[Z]$, $[P]$ vectorul coloană al parametrilor reglabili ai SRA, ale cărui elemente pot lua valori discrete sau quasicontinue în domenii bine definite, iar $[A([P])]$, $[B([P])]$, $[C([P])]$ reprezintă matrice de coeficienți de dimensiuni corespunzătoare, cu unele elemente dependente de parametri reglabili ai SRA. Elementele vectorului $[P]$ constituie variabilele problemei de optimizare.

Relațiilor anterioare li se adaugă o serie de neliniarități determinate de limitarea fizică a valorii unor variabile, respectiv prezenta în SRA a unor blocuri neliniare cu acțiune discontinuă:

$$(5.4) \quad [Y] \in [R_1(Y(t, [P]), X(\Delta t, [P]))]$$

$$(5.5) \quad [X] \in [R_2(X(\Delta t, [P]))] ; \quad (5.6) \quad [P] \in [R_3]$$

În scopul optimizării comportării dinamice a sistemului, la o anumită configurație, regim de funcționare și scenariu de perturbare, este necesară definirea unei funcții obiectiv și aducerea ei la extremul dorit:

$$(5.7) \quad F(Y(t, [P]), X(\Delta t, [P])) = \text{EXTREM}$$

În cazul analizat, funcția definită de relația (5.7) este o funcție implicită de elementele vectorului coloană $[P]$.

Modelul matematic definit simbolic prin relațiile (5.1)-(5.7) reprezintă o problemă de programare matematică, soluționabilă în principiu cu metodele specifice cercetării operaționale. Având în vedere caracterul puternic neliniar al relațiilor (5.1)-(5.6), precum și forma sigur neliniară a funcției obiectiv din relația (5.7), problema se încadrează în domeniul optimizării neliniare cu res-

trictii (restricțiile fiind date de relațiile (5.4)÷(5.6) și algoritmi numerici de soluționare a ecuațiilor din relațiile (5.1)÷(5.3)).

~~Un număr mare de lucrări faceră să soluționeze problema prezentată aplicând~~
teoria controlului optimal liniar /70/, /102/, /135/, /183/, /202/. În acest scop se liniarizează în jurul punctului de funcționare ecuațiile care descriu comportarea GS, asociindu-se modelului o funcție obiectiv integrală patratică. Valorile obținute pentru coeficienții de amplificare pe diverse canale de reacție se testează apoi în domeniul neliniar, la mari perturbații sau se verifică experimental, pe modele de laborator, controlerul optimal obținut /12/, /71/. Aplicarea teoriei controlului optimal liniar prezintă o serie de dezavantaje:

- a) utilizarea dificilă la SSE complexe, majoritatea cazurilor considerate referindu-se la configurația cea mai simplă (un GS legat la un sistem de putere infinită);
- b) domeniu de valabilitate relativ redus al rezultatelor obținute;
- c) necesitatea unor reacții după toate mărimile de stare, din punct de vedere teoretic, dar inaplicabilă practic din cauza dificultăților legate de măsurarea unor mărimi;
- d) necesitatea utilizării unor "observatori", care să reconstituie toate mărimile de stare, pe baza uneia sau mai multor mărimi măsurabile /124/, /203/, /254/;
- e) necesitatea verificării rezultatelor în domeniul neliniar, la mari perturbații.

Relațiile de restricție de tipul (5.1)÷(5.6) corespund modelelor adoptate pentru elementele de sistem și SSE în ansamblu, precum și tehnicilor numerice de soluționare aferente, fiind necesară în cele ce urmează lămurirea următoarelor aspecte:

- a) definirea concretă a funcției obiectiv;
- b) alegerea tehnicii de soluționare a problemei de optimizare.

Modul de rezolvare al ambelor aspecte trebuie să țină cont de doleanța satisfăcătoare echilibrate a tuturor cerințelor impuse de problema de optimizare.

5.2. Definirea formei funcției obiectiv.

5.2.1. Aprecierea calității proceselor tranzitorii din cadrul SSE.

Se menționează de la bun început faptul că la ora actuală nu există o abordare unitară a definirii calității proceselor tranzitorii legate de funcționarea GS din cadrul SSE complexe. În consecință, nici tehnicile de estimare aferente nu sînt general acceptate /269/, /294/. În studiile de stabilitate majoritatea proceselor tranzitorii sînt oscilante (curba 2, fig.5.1), numărul proceselor aperiodice (curba 1, fig.5.1) fiind foarte redus. Făcînd uz de metodele specifice teoriei sistemelor de reglare automată, calitatea proceselor tranzitorii se poate aprecia în general prin intermediul unor criterii integrale, care oferă o imagine globală.

luind în considerare toți indicatorii de calitate: viteza de răspuns, suprareglarea, durata regimului tranzitoriu, amortizarea, etc. /27/, /269/.

Calitatea proceselor aperiodice se poate aprecia prin valoarea integralei /27/, /190/, /269/:

$$(5.8) \quad I = \int_0^{\infty} (x-x_r) dt$$

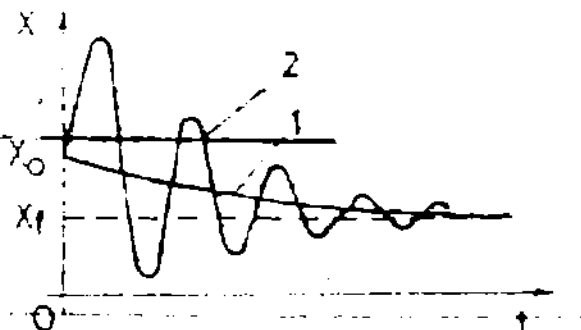


Fig. 5.1. Modul de desfășurare al proceselor tranzitorii.

Indicele de performanță definit de relația (5.8) este necorespunzător pentru cazul proceselor oscilante, chiar și în ipoteza considerării valorii absolute a abaterii. Pentru această categorie de procese tranzitorii în majoritatea cazurilor se utilizează integrala abaterii pătratice, definită de relația (5.9) /60/, /71/, /142/, /147/, /183/, /196/. În /60/ se propune și utilizarea indicelui suplimentar definit de relația (5.10), alături de cel anterior, în scopul obținerii unor informații asupra semnelor.

$$(5.9) \quad I = \int_0^{\infty} (x-x_r)^2 dt \quad ; \quad (5.10) \quad I = \int_0^{\infty} \frac{(x-x_r)^3}{|x-x_r|} dt$$

Dacă se ia în considerare în principal amortizarea oscilațiilor (diminuind ponderea STT de primă oscilație), se poate utiliza un indice de performanță de tipul celui definit în relația (5.11). În aceeași ordine de idei în /90/ se propune o funcție obiectiv de forma (5.12) (unde α - constantă de valoare corespunzătoare).

$$(5.11) \quad I = \int_0^{\infty} \frac{(x-x_r)^2}{(a+bt)^{-1}} dt \quad ; \quad (5.12) \quad I = \int_0^{\infty} e^{-2\alpha t} (x-x_r)^2 dt$$

În /70/ se propune o penalizare mai accentuată a oscilațiilor care apar la început (fabunătățirea STT de primă oscilație), folosind un indice de performanță de tipul:

$$(5.13) \quad I = \int_0^{\infty} \frac{(x-x_r)^2}{(a+bt)^2} dt$$

Tot pentru evitarea dezavantajelor menționate se pot utiliza criterii integrale pătratice de tipul:

$$(5.14) \quad I = \int_0^{\infty} \left[(x-x_r)^2 + T_1^2 \left(\frac{dx}{dt} \right)^2 + T_2^2 \left(\frac{d^2x}{dt^2} \right)^2 + \dots + T_n^2 \left(\frac{d^n x}{dt^n} \right)^2 \right] dt$$

unde $T_1, T_2, T_3, \dots, T_n$ reprezintă constante de timp având valorile alese în mod convenabil. În cazurile practice se utilizează doar derivatele de ordinul I și II.

În toate situațiile prezentate optimizarea procesului tranzitoriu presupune minimizarea valorii indicelui de performanță, fiind cont de precizările din subcapitolul 5.1 referitoare la specificul problemei de optimizare în cazul considerării SSB complexe, rezultă necesitatea includerii unui număr mare de variabile la definirea FOB. În consecință, ea va fi de forma dată de relația (5.15)/

$$(5.15) \quad \text{FOB} = \int_0^{\infty} V(x_1, x_2, \dots, x_n) dt \quad ; \quad (5.16) \quad V = \sum_{i=1}^n A_i (x_i - x_{i,r})^2$$

unde $x_1, x_2, x_3, \dots, x_n$ reprezintă variabilele de stare considerate, iar V este o funcție pozitiv definită de formă patrică. În cazul considerării unor indici de calitate de tipul celor definiți de relația (5.9), funcția V are forma din relația (5.16), mărimile A_i reprezentând coeficienți de ponderare de valori convenabile.

În mod similar, în situația aplicării teoriei controlului optimal liniar pentru sintetizarea unor SRA optiale, funcțiile obiectiv utilizate sînt de tipul /2/, /102/, /124/, /135/, /202/, /235/:

$$(5.17) \quad \text{FOB} = \frac{1}{2} \int_0^{\infty} \{ [X]^t [Q] [X] + [U]^t [R] [U] \} dt$$

unde $[X]$ reprezintă vectorul coloană al variabilelor de stare, $[U]$ vectorul coloană al mărimilor reglate, iar $[Q]$ și $[R]$ matrice de ponderare simetrice, semipozitiv, respectiv pozitiv, definite (în cazurile practice de formă diagonală).

Referitor la definirea expresiei FOB se fac următoarele precizări suplimentare:

- a) prezintă interes practic doar valorile relative ale indicilor de calitate și FOB, nu și cele absolute /60/;
- b) în cazurile practice pentru limita superioară de integrare se consideră o valoare finită T , care pentru scenariu rezonabil de perturbare are o valoare de (2÷5) s, dependent și de posibilitățile programelor de calcul disponibile /70/;
- c) drept valoare de referință x_r se consideră cea determinată în regimul staționar postperturbare sau anteperturbare /45/, /142/, starea finală a sistemului determinîndu-se cu un program clasic de circulație de puteri /142/;
- d) alegerea coeficienților și a constantelor pentru termenii de corecție din relațiile (5.11)+(5.13), respectiv a coeficienților de ponderare din relația (5.16), reprezintă o problemă dificilă, care influențează în mod sensibil rezultatele.

5.2.2. Prezentarea formei adoptate pentru funcția obiectiv.

În scopul determinării formei funcției obiectiv trebuie soluționate următoarele probleme:

- a) alegerea formei indicelui de performanță;
- b) determinarea expresiei funcției de penalizare a amplitudinii primei oscilații și a amortizării oscilațiilor;
- c) alegerea variabilelor care se iau în considerare la definirea FOB;
- d) sintetizarea expresiei FOB;
- e) modul efectiv de calcul al indicilor de performanță și al FOB.

În lucrare se adoptă pentru indicii de performanță forma patrică definită în relația (5.9), corectată cu funcția de penalizare $FP(t)$:

$$(5.18) \quad I = \int_0^T FP(t) (x-x_r)^2 dt$$

Pentru funcția de penalizare $FP(t)$ s-au luat în considerare două categorii de forme:

a) forme care penalizează numai amortizarea oscilațiilor (FP_1 și FP_2):

$$(5.19) \quad FP_1(t) = e^{a_1 t + b_1} \quad ; \quad (5.20) \quad FP_2(t) = a_2 t + b_2$$

b) forme care penalizează atât amplitudinea primei oscilații, cât și amortizarea oscilațiilor (FP_3 și FP_4):

$$(5.21) \quad FP_3(t) = a_3 t^3 + b_3 t^2 + c_3 t + d_3 \quad ; \quad (5.22) \quad FP_4(t) = e^{d_4 t} + a_4 t^2 + b_4 t + c_4$$

Modul de determinare a coeficienților a_1 și b_1 , respectiv a_2 , b_2 , c_1 și d_1 , este prezentat în anexa A5.1, bazându-se pe impunerea valorii funcțiilor de penalizare pentru $t=0$ și $t=T$ (FP_0 și FP_T), respectiv $t=0$, $t=T$ și $t=t_m$ (FP_0 , FP_{t_m} și FP_T , t_m reprezentînd momentul atingerii minimului funcției FP). Valorile concrete ale coeficienților se prezintă în tabelul 5.1, fiind determinați pentru $T=3s$, $FP_0=1$, $FP_T=2$ (funcțiile FP_1 și FP_2), respectiv $T=3s$, $t_m=1s$, $FP_0=1.5$, $FP_{t_m}=1$, $FP_T=2$ (pentru funcțiile FP_3 și FP_4). Valorile numerice concrete impuse în punctele caracteristice ale funcțiilor de penalizare au rezultat pe baza unui număr mare de teste efectuate cu programul COKSSTAB /161/, metodele prezentate în anexa A5.1 fiind însă general valabile. Pentru cazul concret menționat, cele patru funcții de penalizare sînt reprezentate în fig.5.2.

Tabelul 5.1.

Coef. Funct.	a	b	c	d
FP_1	0.2310	0.0000	-	-
FP_2	0.3333	1.0000	-	-
FP_3	-0.0833	0.6667	-1.0833	1.5000
FP_4	0.1362	0.0838	0.5000	-1.2734

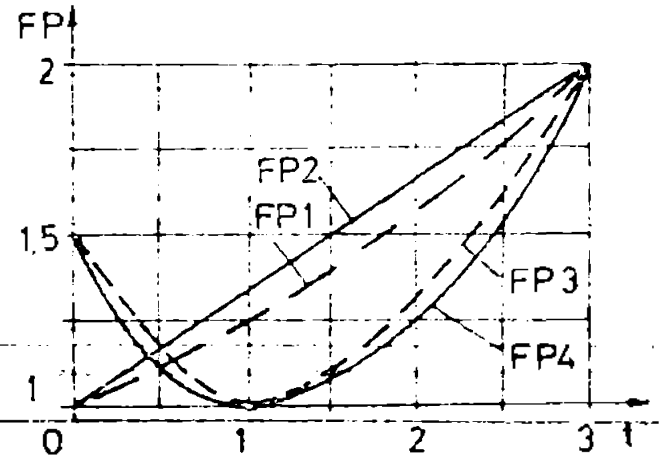


Fig.5.2. Funcțiile de penalizare.

Testele efectuate de autor pe un număr mare de cazuri au condus la concluzia

oportunității utilizării funcției de penalizare FP_4 . Coeficienții se determină în cadrul programului de calcul COKSSTAB /161/, /294/ din condițiile menționate anterior, pe baza tehnicilor numerice de aproximații succesive din anexa A5.1.

Indicii de performanță de tipul (5.18) se calculează pentru toate GS din cadrul S K complex, luînd în considerare următoarele variabile /60/, /294/:

a) tensiunea la bornele GS, rezultînd pentru generatorul i indicele I_{U_i} ;

b) viteza unghiulară, rezultînd pentru generatorul i indicele I_{ω_i} .

Indicii de tip I_{γ} oferă o măsură a intensității electrice a perturbației, iar cei de tip I_{ω} ilustrează efectul dinamic al dezechilibrului electromecanic, asupra

mişării rotoarelor GS.

Referitor la calculul concret al indicilor de performanță se precizează următoarele aspecte de detaliu:

- a) pentru I_{ω} drept mărime de referință se consideră viteza unghiulară sincronă;
- b) pentru I_U drept mărime de referință se consideră valoarea tensiunii la borne din regimul staționar anteperturbatie;
- c) în concordanță cu utilizarea eficientă a programului de calcul COXSSTAB, pentru T se consideră valoarea de 3 sau 4 s;
- d) în cazul perturbațiilor de tip scurtcircuit nu se iau în considerare valorile din timpul scurtcircuitului (atât regimul "initial" de scurtcircuit, cât și cel care are loc în urma unei reanclanșări automate rapide nereușite) la calculul indicilor I_{ω_1} , deoarece parametrii reglabili ai SRAB au o influență foarte redusă (tensiunea la borne este influențată de SRAB doar prin valoarea plafon a tensiunii de excitație și viteza de forțare a excitației).

Aspectele menționate la punctele a și b au rezultat pe baza calculelor practice: ele sînt justificate atât de faptul că prezintă interes numai valorile comparative ale indicilor de calitate (nu și cele absolute), cât și de diferențele relativ reduse între valoarea mărimilor respective în regimurile staționare anteperturbatie și postperturbatie.

În mod suplimentar se calculează și se analizează și alți doi indici de performanță:

- a) $I_{\omega_{m1}}$, calculat pe baza vitezei unghiulare a rotoarelor GS 1, considerînd ca mărime de referință viteza unghiulară a centrului de inerție al SBE /179/ (ω_m , calculată în modul prezentat în anexa A5.2);
- b) $I_{\Delta P_1}$, calculat pe baza puterii acceleratoare la generatorul 1, care oferă o imagine asupra dezechilibrului electromecanic, mărimea de referință avînd evident valoare nulă.

Sintetizarea unei funcții obiectiv globale, rezultante, pentru SBE complexe pe baza indicilor de performanță definiți, avînd forma generală din relația (5.15) sau forma particulară din (5.16), este foarte dificilă, neexistînd nici o metodă pentru alegerea analitică a coeficienților de ponderare. Chiar dacă se realizează empiric acest lucru, nu se poate evita analiza individuală a indicilor de performanță la stabilirea soluției optime, respectiv analiza în detaliu a modului de variație în timp a unui număr mare de mărimi. În consecință, pe baza experienței autorului /60/, /294/, se preferă analiza indicilor de performanță și al unor componente ale POB la trei nivele de ierarhizare:

- a) la nivelul fiecărui grup individual din sistem;
- b) la nivelul unor zone din cadrul sistemului (I_{ω_j} , I_{U_j} pentru zona j);
- c) la nivelul ansamblului sistemului (I_{ω_s} , I_{U_s}).

Componentele POB pentru nivelele de ordin ierarhic superior se determină cu relațiile (5.23) și (5.24), unde G, J, Z reprezintă mulțimea generatoarelor din cadrul SBE, mulțimea generatoarelor din cadrul zonei j și mulțimea zonelor din cadrul SBE, iar A_j , A_j , A_j coeficienți de ponderare de valori corespunzătoare.

$$(5.23) \quad I_{xj} = \sum_{i \in J} A_i I_{xi}$$

$$(5.24) \quad I_x = \sum_{j \in Z} A_j I_{xj} = \sum_{i \in G} A_i I_{xi}$$

În lucrare toți coeficienții de ponderare s-au luat de valoare unitară, considerându-se inoportună încercarea de sintetizare a unei FOB globale pentru ansamblul SBE și toate variabilele considerate.

Zonarea GS din cadrul SBE complexe se face în funcție de saltul inițial al tensiunii la borne, considerându-se, pe baza analizei unui număr mare de regizuri tranzitorii, ca fiind o mărime care ilustrează simplu și semnificativ gradul de perturbare al diverselor grupuri. Indicele de zonare I_{zi} este definit de relația (5.25), considerându-se ca rațională adoptarea unui număr de 4 zone, diferențiate în funcție de valoarea lui I_{zi} în modul indicat în tabelul 5.2 /60/:

$$(5.25) \quad I_{zi} = \frac{|U_i(0^+) - U_i(0^-)|}{\text{Max}_{j \in G} |U_j(0^+) - U_j(0^-)|}$$

Tabelul 5.2.

Zona	I	II	III	IV
Mărimă				
$I_{zi} \text{ min}$	0.6	0.3	0.1	0.0
$I_{zi} \text{ max}$	1.0	0.6	0.3	0.1

În ceea ce privește modul concret de calcul al indicilor de performanță de tipul celor definiți în relația (5.18), singura metodă posibilă o constituie utilizarea unor algoritmi de integrare numerică (în programele de stabilitate valorile lui $x(t)$ se cunosc în puncte echidistante). Pe baza testelor efectuate cu programul COKSSTAB /161/, /295/, s-a ajuns la concluzia că, din punctul de vedere al preciziei necesare și al pasului de integrare adoptat, metoda Simpson sau chiar metoda clasică a trapezelor este corespunzătoare /64/, /80/, /92/. Cele două metode sînt perfect compatibile cu algoritmul adoptat pentru analiza stabilității și scopul urmărit, nefiind justificată utilizarea unor metode mai complicate de integrare numerică, de ordin superior, de tipul algoritmului Romberg /64/, /290/. Modul concret de aplicare a metodelor de integrare numerică este prezentat în anexa A5.3.

5.3. Algoritmul de soluționare a problemei de optimizare.

Modelul matematic descris de relațiile (5.1)-(5.7) reprezintă o problemă de programare neliniară cu restricții. La ora actuală nu se cunoaște nici un algoritm general valabil pentru soluționarea problemelor de programare neliniară /65/. Metodele directe prezentate în literatură, care soluționează problema cu considerarea distinctă a relațiilor de restricție și a funcției obiectiv, sînt aplicabile numai în cazul unor forme particulare ale acestora. În consecință intră în discuție doar metodele indirecte, care transformă problema de minimizare neliniară cu restricții într-o problemă fără restricții. Dintre metodele utilizabile pentru minimizarea unei funcții obiectiv de forma (5.7) se menționează următoarele /65/:

a) metode de căutare aleatoare, în care componentelor vectorului $[P]$ li se atribuie seturi de valori generate în mod aleator, cu densitate de probabilitate constantă în domeniul delimitat de relațiile de restricție. Setul care conduce la

valoarea minimă a FOB, după un anumit număr de reduceri ale domeniului, se consideră a fi soluția problemei, în sens de minim global;

b) metode de căutare unidimensională, la care se modifică doar câte una din componentele vectorului $[P]$ al variabilelor în sensul minimizării FOB, reținându-se acea valoare care conduce la minim. Soluția rezultă după un anumit număr de căutări după direcția fiecărei componente, obținându-se în acest caz un minim local;

c) metode de gradient, la care se modifică concomitent toate componentele vectorului $[P]$ într-o direcție opusă gradientului. Procesul iterativ se încheie când modulul gradientului scade sub valoarea preciziei impuse, rezultând un minim local.

Metodele de gradient nu intră în discuție în cazul de față, datorită imposibilității exprimării explicite a FOB în raport cu componentele vectorului $[P]$. Dintre celelalte două metode posibile se preferă căutarea unidimensională din cauza volumului mai redus de calcule (element esențial, având în vedere timpul mare de calcul al programelor de stabilitate) și a inexistenței unor minime locale.

Pentru o anumită configurație a SEE considerat, un anumit regim inițial și un scenariu de perturbație dat, se adoptă următoarea modalitate de aplicare a algoritmului de căutare unidimensională, diferită de varianta clasică (în scopul reducerii numărului de cazuri analizate):

a) în etapa I se determină sensibilitatea indicilor de performanță în raport cu componentele vectorului $[P]$. În acest scop, plecând de la o valoare inițială $[P_0]$, pentru fiecare componentă se iau în considerare un număr redus de valori în domeniul delimitat de relațiile de restricție de tipul (5.6), analizându-se calitativ și cantitativ sensibilitatea și modul de variație a indicilor de calitate. În această etapă rezultă zona preferată pentru fiecare parametru variabil, efectul cantitativ al parametrilor, parametri cu efect mai pronunțat și cei cu efect mai puțin pronunțat, parametri care determină o variație monotonă a indicilor de performanță, respectiv cei care determină apariția unor minime, sonela de sistem și GS pentru care indicii de performanță se modifică neesențial, etc.;

b) în etapa a II-a se determină o primă valoare a setului de parametri optimați ai SRA, pornind de la o valoare $[P'_0]$ apreciată ca aproximativ bună, pe baza rezultatelor din etapa I. Se aplică o căutare unidimensională clasică cu pas redus față de etapa I, rezultând în final setul de valori optime căutat;

c) în etapa a III-a se verifică optimații găsite la etapa a II-a, adoptându-se pasul cel mai redus de căutare în jurul valorilor determinate anterior, în scopul ajustării finale a soluției optime găsite. Procesul de calcul se consideră terminat în momentul în care indicii de performanță nu se mai pot reduce, indiferent de sensul de modificare a parametrilor variabili de pe diversele canale ale SRA.

Capitolul 6

MODEL MATEMATIC SI PACIET DE PROGRAME DE CALCUL PENTRU ANALIZA SI IMBUNATATIREA STABILITATII GENERATOARELOR SINCRONE DIN CADRUL SIS- TEMLOR ELECTROENERGETICE COMPLEXE PRIN OPTIMIZAREA PARAMETILOR SISTEMELOR DE REGLARE AUTOMATA

6.1. Concepte de bază privind programele de calcul.

Elaborarea unor programe de calcul adecvate pentru analiza comportării dina-
mice a SEE complexe la diverse tipuri de perturbații ridică problema satisfacerii
unui număr foarte mare de cerințe /45/, /59/, /89/, /97/, /111/, /133/, /210/, /212/,
/232/, dintre care câteva sînt sigur contradictorii:

a) posibilitatea analizei comportării unor SEE de dimensiuni cît mai mari, pe
perioade de timp de ordinul de mărime al secundelor, la scenarii de perturbație
complexe;

b) minimizarea timpului de calcul și a memoriei utilizate, în scopul reduce-
rii costului rulării programelor de calcul;

c) reprezentarea cît mai fidelă a tuturor elementelor de sistem, precum și a
mijloacelor de îmbunătățire a stabilității;

d) asigurarea unei flexibilități mari în exploatare a programelor de calcul,
precum și a unei structuri modulare, care să permită extinderi ulterioare;

e) utilizarea unui volum rezonabil de date, organizate sub forma unor baze de
date multifuncționale;

f) prezentarea rezultatelor sub o formă ușor accesibilă pentru utilizator și
asigurarea unei game largi de posibilități de listare (de la rezultate finale glo-
bale pînă la cele mai intime detalii legate de comportarea SEE și a elementelor
sale componente).

Cerințele de la punctele a și c sînt în contradicție cu cele de la punctele b
și e, fiind necesară realizarea unui compromis rezonabil, la fel ca și în cazul
memoriei utilizate și a timpului total de calcul.

În contextul cerințelor prezentate apare ca rațională modelarea ierarhizată a
elementelor de sistem, programele de calcul existente pentru SEE complexe /144/,
/161/, /224/, /257/, /282/ prevăzînd în general utilizarea unui număr de 2-5 modele
pentru GS, a 1-4 modele pentru consumatori, a 1-3 modele pentru SRA ale GS, etc.
În scopul minimizării timpului de calcul, se insistă în mod deosebit asupra urmă-
toarelor aspecte:

a) utilizarea unor modele matematice care să reducă la minimum calculele ite-
rative, predictive și corective /67/, /144/, /210/, /224/, /265/;

b) utilizarea unor metode numerice cît mai eficiente pentru soluționarea mo-
delului matematic, din punctul de vedere al convergenței, preciziei, stabilității
numerice, memoriei și timpului de calcul /89/, /160/, /161/, /162/.

Pentru realizarea cerinței de la punctul a se recomandă chiar neglijarea, aproximarea sau considerarea la valoare medie a unor elemente în modelele generatoarelor /210/, evitarea calculului iterativ de realizare a interfetei la bornele generatoarelor, modelarea neiterativă sau quasiiterativă a consumatorilor /67/.

În tabelul 6.1 se prezintă dimensiunile maxime ale SEE la care sînt utilizabile programele de calcul menționate în literatura de specialitate, remarcîndu-se o tendință generală către un număr de 200 de noduri (50+100 generatoare).

Tabelul 6.1.

Sursa bibliograf.	Caracteristicile programului
/45/	200 noduri; 80 generatoare; 3 modele pentru generatoare; consumatori cu Z=ct. și caracteristici statice.
/67/	100 noduri; 40 generatoare; consumatori cu Z=ct. și caracteristici statice.
/144/	200 noduri; 100 generatoare; 3 modele pentru generatoare; consumatori cu Z=ct. și motoare asincrone.
/221/	100 noduri; 30 generatoare; consumatori cu Z=ct.
/267/ /298/	180 noduri; 75 generatoare; 600 laturi inițial (80 păstrate în final); consumatori cu Z=ct. + 25 motoare asincrone + 20 noduri cu caracteristici statice
/257/	250 noduri; 100 generatoare; 100 consumatori cu Z=ct., S=ct., I=ct., 3 modele pentru SE și SRAE; 3 modele pentru MP și SRAV.

Se menționează de asemenea tendința de a utiliza un singur program de calcul pentru mici și mari perturbatii /161/, /232/, precum și de a realiza programe de calcul care să rezolve atât problema stabilității tranzitorii, cît și a celei de "long term" /111/. Rezultă avantajul utilizării unei baze de date unice și a eliminării interfetei dintre cele două programe diferite.

Se remarcă în final experimentele privind utilizarea unor sisteme multiprocesoare, cu prelucrarea în paralel a informației /33/, /257/, care vor conduce în viitorul apropiat la o modificare substanțială a concepției de realizare a programelor de stabilitate pentru SEE complexe.

6.2. Modelul matematic adoptat.

6.2.1. Modelizarea elementelor de sistem.

La stabilirea modelelor pentru elementele de sistem s-a ținut cont de cerințele prezentate în subcapitolele 2.1 și 6.1, aplicîndu-se conceptul de modelare ierarhizată /59/. Pentru GS s-au considerat cele 5 modele prezentate în subcapitolul 6.6 (de ordinul 5+2). Ierarhizarea GS în cadrul unui sistem concret se realizează pe baza unor studii prealabile de stabilitate, a distanței electrice față de zona de interes, a puterii unitare, a nivelului de tensiune la care sînt recordate în

sistem și a gradului de încredere privind datele disponibile.

Pentru SRAB și SRAV ale GS s-au adoptat un număr de patru, respectiv trei, ~~modele de diverse grade de complexitate, prezentate în paragraful 3.1.5 și~~ 3.2.4. Elementele pasive de rețea s-au modelizat în maniera prezentată în subca-

Tabelul 6.2.

Componenta de consum / Număr model	Consum de tip motor asincr.	Consum de tip motor sincron	Consum de tip Z=ct.
1	x	x	x
2	x		x
3	x		
4			x

pitoul 4.2, determinarea circulației de puteri fiind soluționată în conformitate cu modelul prezentat în subca-

pitoul 4.3. Pentru consumatori s-au luat în considerare patru moduri distincte de modelizare, prezentate în tabelul 6.2, obținute pe baza modelelor propuse în paragraful 4.1.5.

6.2.2. Modelul matematic al ansamblului sistemului.

6.2.2.1. Sisteme de unități de măsură.

Toate relațiile referitoare la modelul matematic al GS au fost scrise inițial în urn, iar cele pentru consumatori și elementele de rețea într-un sistem unic de unități relative pentru întregul sistem, urs. În scopul simplificării soluționării modelului matematic și al reducerii timpului de calcul s-a adoptat pentru toate componentele sistemul de urs, cu puterea de bază de 100 MVA, tensiunile de bază alese corespunzător pentru 10 nivele distincte (750, 400, 330, 220, 110, 24, 20, 15, 10 și 6 kV), viteza unghiulară de bază cea sincronă (314 rad/s). Valorile de bază pentru celelalte variabile (curenți, impedanțe, admitanțe, timp, etc.) se determină cu relațiile cunoscute /59/. Variabilele, parametri și relațiile de calcul referitoare la GS au fost trecute în urs, existând avantajul unui sistem unic de unități relative. Convertirea din urn (sau ua) în urs se realizează numai la crearea bazei de date (în loc de riscare pas al procesului de calcul), iar transformarea inversă numai opțional, la listarea rezultatelor finale. Programele de calcul elaborate oferă posibilitatea listării rezultatelor în toate variantele de unități de măsură.

6.2.2.2. Sisteme de axe de referință.

Modul de alegere al sistemului de axe de referință are o mare influență asupra posibilităților de scriere și soluționare a modelului matematic /133/, /134/, /224/. Pentru mașinile rotative alegerea sistemului de axe de referință depinde de simetria rotorului; pentru cazul considerării asimetriei rotorice se adoptă un sistem de referință legat de rotorul mașinii, iar pentru rotoare simetrice (de exemplu pentru motoarele asincrone) un sistem de axe rotitoare cu turația sincronă. Marele majoritate a lucrărilor referitoare la stabilitatea S&S complexe utilizează pentru GS un sistem de referință legat de rotor, fiind necesare relații de transformare din sistemele individuale ale GS în cel comun (la soluționarea sis-

temelor de ecuații algebrice), respectiv din cel comun în cele individuale (la soluționarea sistemelor de ecuații diferențiale).

~~În lucrare ecuațiile care caracterizează comportarea GS de diverse nodale au~~
 fost scrise într-un sistem de coordonate d, q ; O stăsat fiecărui generator în parte, care se rotește cu viteza unghiulară ω corespunzătoare. Relațiile care descriu comportarea SEE pînă la bornele GS au fost scrise într-un sistem de coordonate rectangulare unic, care se rotește cu viteza unghiulară sincronă (s -a considerat în axa reală tensiunea nodului de echilibrare din regiul staționar anteperturbat). Relațiile dintre tensiunile și curenții în cele două sisteme de axe se obțin pe baza figurii 6.1 (relațiile 6.1-6.4).

$$(6.1.a) \quad U_d = U_R \sin \delta - U_I \cos \delta$$

$$(6.1.b) \quad U_q = U_R \cos \delta + U_I \sin \delta$$

$$(6.2.a) \quad U_R = U_d \sin \delta + U_q \cos \delta$$

$$(6.2.b) \quad U_I = U_q \sin \delta - U_d \cos \delta$$

$$(6.3.a) \quad I_d = I_R \sin \delta - I_I \cos \delta$$

$$(6.3.b) \quad I_q = I_R \cos \delta + I_I \sin \delta$$

$$(6.4.a) \quad I_R = I_d \sin \delta + I_q \cos \delta$$

$$(6.4.b) \quad I_I = I_q \sin \delta - I_d \cos \delta$$

$$(6.5) \quad \delta = \beta + \nu$$

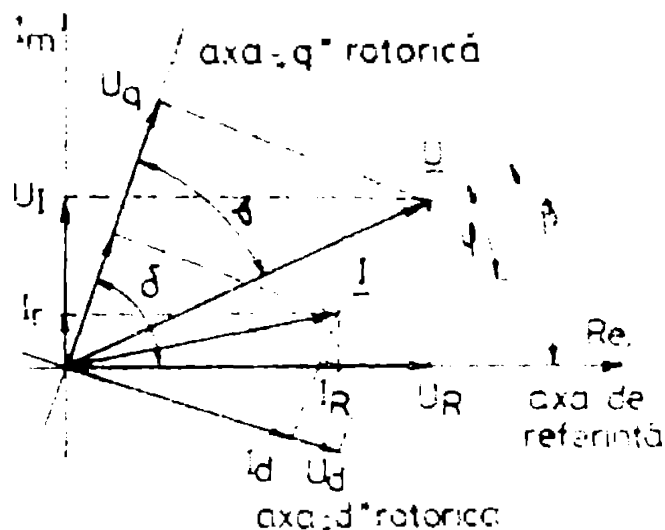


Fig.6.1. Relația dintre componentele în axele rotorice și axele sistemului.

6.2.2.3. Tehnica de soluționare a modelului matematic.

Comportarea SEE în regia tranzitoriu este descrisă în principal de modelul matematic din relația (1.1), constituit dintr-un sistem de ecuații algebrice neliniare și un sistem de ecuații diferențiale neliniare /89/, /120/, /133/, /136/, /219/.

~~Modelul matematic se compune din următoarele categorii de relații:~~

- a) sistemul neliniar de ecuații algebrice care descrie comportarea rețelei de interconexiune a generatoarelor și consumatorilor;
- b) sistemele de ecuații diferențiale care descriu comportarea fiecărui generator în parte și a SEA corespunzătoare;
- c) sistemele de ecuații diferențiale care descriu comportarea consumatorilor rotativi racordați în nodurile sistemului;
- d) relațiile de legătură dintre variabilele integrabile aferente GS și cele neintegrabile;
- e) relațiile de transformare ale mărimilor dintr-un sistem de referință în altul;
- f) relațiile de recalculare a parametrilor GS în funcție de saturatie.

Modelul dat de relația (1.1) se mai completează în general cu un număr mare de relații de restricție de tip liniare, introduse de G'A. rezultând o serie de ne-

liniarității cu acțiuni discontinue de tip salt, legate de elementele scenariului de perturbare, blocurile cu acțiuni discontinue ale SRA, etc. În consecință, în cazul SBE complexe modelul ajunge la dimensiuni apreciabile. De exemplu, în cazul SBEH, luând în considerare doar generatoarele racordate prin transformatoare bloc la nivelele de tensiune de 220 și 400 kV, modelul matematic cuprinde un număr de aproximativ 800 ecuații diferențiale, 400 ecuații algebrice și 500 de relații de restricție de diverse tipuri /294/.

Rezolvarea analitică clasică a modelului prezentat este practic imposibilă. În aceste condiții, pentru un anumit scenariu de perturbare, soluționarea are loc în conformitate cu schema logică de principiu din fig.6.2.

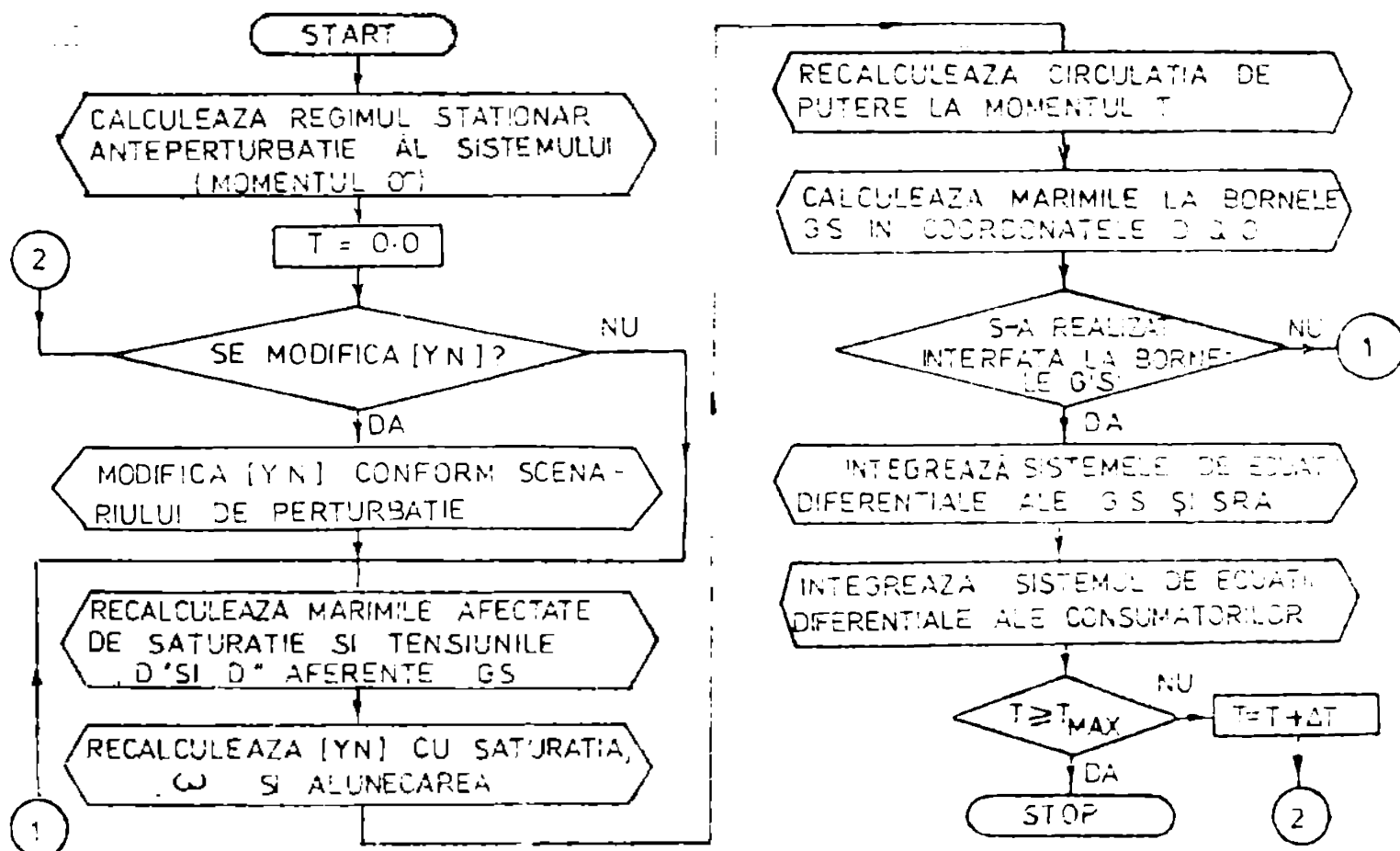


Fig.6.2. Schema logică de principiu a soluționării modelului matematic.

Principalele etape ale calculului sînt următoarele:

- a) determinarea valorii inițiale a tuturor mărimilor pentru momentul 0^- și 0^+ ;
- b) determinarea circulației de puteri în sistem la momente echidistante de timp cu pasul Δt ;
- c) integrarea sistemelor de ecuații diferențiale corespunzătoare GS, SRA și consumatorilor rotativi pe intervalele de timp Δt ;
- d) recalcularea valorii unor variabile neintegrabile în funcție de valoarea variabilelor integrabile la sfîrșitul intervalului Δt , precum și a parametrilor GS care se modifică cu saturatia;
- e) determinarea iterativă a componentelor după axele d și q a tensiunii și curentului la bornele generatoarelor;
- f) recalcularea, la fiecare moment de determinare a circulației de puteri, a

termenilor afectați de saturație, frecvență și alunecare din matricea de admitanță nodală augmentată;

~~g) modificarea termenilor matricei $[Y_n]$ în conformitate cu scurțările de perturbare.~~

6.3. Tehnici numerice utilizate pentru soluționarea modelului matematic.

6.3.1. Prezentarea generală a metodelor numerice utilizate.

~~Pentru soluționarea modelului matematic prezentat s-au utilizat o serie de tehnici specifice calculului numeric. Selectarea metodelor concrete utilizate și elaborarea programelor de calcul corespunzătoare s-a făcut prin compararea și testarea metodelor posibile după următoarele criterii, ponderate în mod egal:~~

- a) reducerea la minimum a memoriei interne utilizate pe calculator;
- b) obținerea unei convergențe cât mai bune a proceselor iterative și minimizarea timpului total de calcul;
- c) evitarea, pe cât posibil, a utilizării calculului în dublă precizie și menținerea erorilor de rotunjire în limite acceptabile doar prin calculul în simplă precizie, în concordanță cu modelele adoptate și gradul de certitudine al parametrilor numerici.

Cele trei criterii prezentate se interconditionează reciproc, avînd o serie de efecte contrare, ceea ce conduce la dificultăți destul de mari în selectarea metodelor optime.

Principalele tehnici numerice utilizate la soluționarea diverselor părți ale modelului au fost următoarele:

a) metode predictor-corrector de tip Hamming (înlocuite de metode de tip Runge-Kutta de ordinul IV, varianta Gill, în cazul prizelor intervale și a intervalelor de discontinuitate) pentru rezolvarea sistemelor de ecuații diferențiale /92/, /290/;

b) metode de tip Newton (variante decuplată rapidă, în maniera prezentată în subcapitolul 4.3) pentru rezolvarea sistemelor de ecuații algebrice neliniare care descriu circulația de puteri în sistem, atât în regim staționar anteperturbativ, cât și în regim tranzitoriu;

c) metodă de aproximații succesive pentru realizarea interfetei la bornele generatoarelor, cu convergența accelerată prin inițializarea soluției pentru modulul și faza tensiunii la bornele GS pe baza unei extrapolări cu o curbă de trend de gradul II, obținută prin metoda celor mai mici pătrate /64/, /80/, /92/;

d) metodă de aproximații succesive pentru determinarea parametrilor saturați ai GS în regimul staționar anteperturbativ, respectiv determinarea coeficienților funcțiilor de penalizare /80/, /92/;

e) metoda Simpson de integrare numerică la calculul indicilor de performanță /64/, /80/, /92/;

f) metode de interpolare numerică pentru memorarea curbelor de magnetizare

6.3.2. Metode numerice utilizate pentru integrarea sistemelor de ecuații diferențiale.

Soluționarea numerică a sistemelor de ecuații diferențiale se poate realiza prin utilizarea metodelor numerice de integrare propriu-zise, respectiv prin algebrizare. Așa cum s-a menționat în subcapitolul 1.4, algebrizarea este avantajoasă dacă sistemul de ecuații diferențiale se poate aduce la o formă liniară sau quasiliniară /9/, /41/, /89/, /111/, /258/. Cu toate avantajele legate de timpul de calcul, pașii de integrare și stabilitatea numerică a metodei, problemele ridicate de implementarea algebrizării în cazul considerării unor modele de ordin superior pentru GS și a unor structuri neliniare complicate pentru SRA și SRAV, precum și cele legate de pierderea lacunarității sistemului de ecuații algebrice, au condus la concluzia inoportunității folosirii în lucrare a acestei metode.

Se utilizează în general două categorii de metode numerice propriu-zise /120/, /133/, /136/, /219/, /224/, /255/:

a) metode cu pași separați, care pentru calculul lui $[Y(t)]$ necesită numai cunoașterea lui $[Y(t-\Delta t)]$ și a pasului de integrare Δt , rezultate prin dezvoltarea în serie Taylor și reținerea unui anumit număr de termeni;

b) metode cu pași legați, care necesită pentru calculul lui $[Y(t)]$ mai multe puncte anterioare și pasul de integrare Δt , rezultate din utilizarea formulei de definiție a integralei definite și înlocuirea elementelor lui $[f([X], [Y], t)]$ prin polinoame de interpolare de un anumit ordin.

Abele categorii de metode se pot utiliza cu algoritmi expliți sau impliți /64/, /80/, /92/. Prima categorie de algoritmi calculează pe $[Y(t)]$ printr-o relație explicită, aplicată o singură dată în cadrul unui pas, în funcție de punctul sau punctele anterioare. Cea de-a doua categorie (numite și predictor-corrector) utilizează o relație inițială explicită (predictorul) pentru calculul primei iterații a lui $[Y(t)]$, iterațiile următoare până la stabilizarea soluției obținându-se cu o relație implicită (corectorul), mai complicată decât cea inițială. Din multitudinea metodelor prezentate în lucrările mai recente de calcul numeric, studiile de stabilitate utilizează în principal următoarele:

a) Runge-Kutta de ordinul IV (metodă cu pași separați, algoritmi expliți) /89/, /120/, /127/, /136/, /142/, /144/, /188/, /224/, /247/ și Euler modificată (metodă cu pași separați, algoritmi impliți) /257/;

b) metode cu pași legați, cu algoritmi de tip predictor-corrector: Milne /45/, /255/, Adams-Bashford /144/, /248/, Adams-Moulton /120/, /136/, /258/, Ralston /136/ și Hamming /136/, /219/, /224/.

Se remarcă faptul că majoritatea lucrărilor care se referă la cazul unui singur generator legat la un sistem de putere infinită sau la sisteme de dimensiuni reduse, cu modele de ordin redus pentru GS și SRA și consumatori considerați prin impedanță constantă, utilizează metode de tip Runge-Kutta, deoarece sigur nu se pun probleme deosebite legate de timpul de calcul și memoria necesară. Datorită

experienței dobândite și a unor avantaje, aceleași metode s-au utilizat și la SEE complexe, rezultând însă o serie de probleme, care au determinat luarea în ~~considerare a metodelor implicite cu pași legați. În /120/ se remarcă de asemenea o~~ experiență încă relativ redusă de utilizare a noilor metode.

La elaborarea programelor de calcul s-au luat în considerare metoda Runge-Kutta de ordinul IV (RK) și predictor-corrector de tip Hamming (PCH). S-a ales metoda PCH deoarece, spre deosebire de marea majoritate a algoritmilor implicați, varianta Hamming este neiterativă și în partea de corrector, substituind iterațiile prin două relații de corecție suplimentare relativ simple /80/. Modelele matematice ale metodelor considerate sînt prezentate în anexa A6.1.

~~Cele două metode considerate s-au comparat după următoarele criterii, utilizînd atît informații din literatură, cît și rulările test ale programelor de calcul elaborate:~~ timpul de calcul și memoria necesară, modul de pornire, modul de comportare la intervale de discontinuitate, stabilitatea numerică, pasul de integrare utilizat și erorile introduse. La efectuarea comparației s-a ținut cont de următoarele aspecte suplimentare:

a) algoritmul de integrare a sistemelor de ecuații diferențiale este o parte integrantă a unui program de calcul de mari dimensiuni, la care reducerea timpului de calcul reprezintă un desiderat esențial;

b) constantele de timp acoperă o plajă largă de valori;

c) sistemul de ecuații diferențiale este de dimensiuni foarte mari;

d) prezența unui număr mare de discontinuități, datorate scenariului de perturbare și blocurilor neliniare ale SRA;

e) elementele luate în considerare la criteriile de comparație se intercondiționează foarte strîns.

În privința memoriei necesare și a timpului de calcul se menționează următoarele aspecte:

a) la același pas de integrare, timpul de calcul este mai mic la PCH; la aceeași precizie impusă, la PCH fiind posibilă adoptarea unor pași de integrare mai mari, avantajul devine și mai consistent /255/ (concluzia rămîne valabilă și în ~~cazul în care nu se soluționează sistemele de ecuații algebrice în punctele intermediare ale metodei RK, respectiv al utilizării unor informații de pe suporturile externe de memorie, referitoare la punctele anterioare, la metoda PCH);~~

b) memoria necesară pentru PCH este de aproximativ două ori mai mare ca la RK /136/, /248/; dacă se corelează acest aspect cu dimensiunile totale ale programului de calcul și ponderea corespunzătoare algoritmului de integrare numerică a sistemelor de ecuații diferențiale, precum și cu organizarea corespunzătoare a fișierelor de lucru pe suporturile externe de informație, avantajul prezentat de metoda RK devine nesemnificativ.

În privința pornirii procesului de calcul se remarcă faptul că metoda RK este cu autepornire, pe cînd PCH nu permite singură. Majoritatea metodelor cu pași legați utilizează, în programele de stabilitate, pentru demararea procesului de calcul un algoritmul RK de ordinul IV /120/, /224/, /255/, în /219/ menționîndu-se utili-

zarea algoritmului RK de ordinul VI, iar în /136/ metoda Euler modificată.

Privitor la modul de tratare a discontinuităților se menționează următoarele:

a) metoda RK nu pune probleme deosebite la discontinuități, pe cînd PCH, datorită punctelor anterioare utilizate, poate conduce la instabilitate numerică sau valori eronate;

b) la algoritmul PCH discontinuitățile se tratează prin utilizarea pentru cîteva intervale (egal cu numărul de puncte anterioare necesare) a metodei RK; încercările de scădere a pasului de integrare pentru cîteva intervale sau de mărirea numărului de iterații cu relația corector /136/, /255/ nu rezolvă în toate cazurile probleme;

c) testele efectuate au evidențiat faptul că schimbarea metodei de integrare este necesară numai în cazul unor discontinuități "majore" (legate de elementele scenariului de perturbare), al căror moment de apariție este cunoscut în general, nefiind necesară la discontinuități "minore" (legate de blocurile cu acțiune discontinuă ale SRA, atingerea unor limitări, etc.); concluzia concordă cu recomandările din /120/, /136/, /219/;

d) necesitatea unor secvențe de program suplimentare în cazul metodei PCH nu pune probleme de memorie, deoarece constituie o ramură paralelă de lungime mai mică.

În privința stabilității numerice, a pasului de integrare și a erorilor se recomandă următoarele:

a) exceptînd discontinuitățile majore, metoda PCH prezintă o stabilitate numerică mai mare decît RK, permițînd utilizarea unor pași de integrare mai mari la aceeași eroare admisă /120/, /136/, /219/;

b) la algoritmul RK este foarte dificilă estimarea erorii de trunchiere, spre deosebire de PCH, la care diferența dintre valoarea prezisă și cea corectată constituie o bună măsură a erorii /219/, /255/;

c) la utilizarea calculului în simplă precizie, reducerea pasului de integrare la RK sub 0.001 s (necesară în unele situații) conduce la mărirea accentuată a ponderii erorilor de rotunjire;

d) metoda RK necesită, pentru a fi stabilă numeric, pași de integrare de ordinul de mărime a 1/5 din constanta de timp minimă a modelului matematic /89/. Rezultatul pașilor de integrare de ordinul de mărime a 0.0005+0.002 s la considerarea fenomenelor transitorii statorice în modelul GS, respectiv 0.005+0.03 s la neglija-rea lor (valorile inferioare corespund rezolvării sistemului de ecuații algebrice la fiecare pas intermediar). În aceleași condiții, PCH permite utilizarea unor pași de integrare de 0.002+0.003 s, respectiv 0.01+0.05 s /136/;

e) în scopul reducerii timpului de calcul, în /136/, /219/, /255/ se sugerează ideea modificării pasului de integrare în funcție de eroare la metodele cu pași legați, iar în /120/, /133/ utilitatea grupării ecuațiilor diferențiale și a integrării lor cu pași diferiți.

Drept rezultat al comparațiilor și testelor efectuate, în cadrul programelor de calcul elaborate se utilizează un algoritmul PCH cu pas variabil, înlocuind la

primele intervale, respectiv la aparitia unor discontinuități majore, de un algoritm RK de ordinul IV.

6.4. Presentarea programelor de calcul elaborate.

6.4.1. Date generale despre programele de calcul.

Pe baza modelului matematic și a tehnicilor numerice prezentate, s-a elaborat un set de programe de calcul pentru analiza stabilității generatoarelor sincronice din cadrul SSB complexe și optimizarea parametrilor reglabili ai SRA. Veriunea de bază a programului se caracterizează prin următoarele dimensiuni maxime ale sistemului analizat:

a) număr maxim de noduri	200	i) număr maxim de SRAV, model 1	40
b) număr maxim de elemente de rețea	320	j) număr maxim de SRAV, model 2, 3	20
c) număr maxim de GS	80	k) număr maxim de consumatori de	
d) număr maxim de GS, model 1 și 2	20	tip 1, 2, 3, 4	200
e) număr maxim de GS, model 3	40	l) număr maxim de elemente în	
f) număr maxim de SRAE, model 1,	80	matricea $[Y_n]$ augmentată	1200
g) număr maxim de SRAE, model 2	40	m) numărul maxim de pași de timp	
h) număr maxim de SRAE, model 3, 4	20	ai procesului de calcul	100

Numărul maxim de pași de timp care se pot efectua în procesul de analiză a stabilității este practic nelimitat (cu creșterea corespunzătoare a timpului de calcul), valoarea menționată corespunzând dimensiunilor uzuale ale fișierelor de reținere a rezultatelor intermediare și finale.

Programele de calcul elaborate permit modelarea unor scenarii complexe de perturbare. Pentru un caz analizat se pot realiza pe parcursul evoluției timpului, prin cartele de date relativ simple, un număr de maximum 10 perturbări de următoarele tipuri:

- a) scurtcircuit (maximum 5 noduri avariate la un moment dat);
- b) deconectarea unor elemente de sistem (maximum 5 la un moment dat);
- c) reconectarea unor elemente de sistem (maximum 5 la un moment dat);
- d) modificarea puterii active sau reactive consumate în orice nod (maximum 5 noduri la un moment dat);
- e) modificarea puterii active și reactive generate în orice nod generator (maximum 5 noduri la un moment dat).

Unele dintre perturbațiile menționate se pot realiza și concomitent. Intervenind în programul de calcul, se pot realiza și alte tipuri de perturbări.

Pachetul de programe de calcul pentru analiza stabilității GS din cadrul SSB complexe și optimizarea valorii parametrilor SRA este constituit din două categorii mari de programe:

- a) programele de calcul pentru crearea și verificarea bazei de date;
- b) programele de calcul propriu-zise pentru analiza stabilității și optimizarea parametrilor SRA (sistemul de programe COKSSTAB).

6.4.2. Programe de calcul pentru crearea și verificarea bazei de date.

Programele de calcul pentru crearea și verificarea bazei de date realizează următoarele elemente:

- a) citirea parametrilor și mărimilor caracteristice pentru toate elementele de sistem;
- b) calculul regimului staționar premergător primei perturbații din cadrul scenariului de perturbație (momentul 0^-);
- c) calculul tuturor mărimilor aferente GS, SRA și consumatorilor rotativi pentru regimul staționar anteperturbație;
- d) crearea unei baze de date pe suport extern de informație, caracteristică unei anumite configurații și unui anumit regim de funcționare al SSE analizat;
- e) efectuarea unui număr mare de teste și verificări asupra tuturor datelor inițiale și rezultatelor obținute; sesizarea unei erori nu duce la întreruperea execuției programului, ci doar la generarea unor mesaje de eroare, în clar sau codificate, la imprimantă sau la consolă, sesizându-se astfel marea majoritate a erorilor dintr-o singură rulare.

În fig.6.3 este prezentat modul de înlănțuire a programelor pentru crearea bazei de date. Parcurgerea secvențială atrage după sine o serie de avantaje legate de asigurarea unei flexibilități deosebite a pachetului de programe, precum și a unui echilibru corespunzător între memoria internă și suporturile externe de informație utilizate și timpul de calcul. Principalele programe din cadrul acestui set sînt următoarele:

- a) programul **DATEMOD** : citește de pe cartele și listează mărimile nominale și parametrii GS și consumatorilor, în unități de măsură uzuale (ua, urn), realizînd crearea pe disc a unui fișier de tip F1 și listarea conținutului acestuia;
- b) programul **CDATEMOD** : realizează modificarea unui fișier de tip F1 și listarea conținutului acestuia;
- c) programul **DATAIAT** : citește de pe cartele și listează mărimile și parametrii caracteristici pentru elementele de rețea, realizînd crearea unui fișier de tip F2 și listarea conținutului acestuia;
- d) programul **CDATAIAT** : realizează modificarea unui fișier de tip F2 și listarea conținutului acestuia;
- e) programul **ADMNODIN** : construiește matricea de admitanță nodală a sistemului, introducînd-o în fișierul F3, și listează conținutul fișierului F3;
- f) programul **PARGENIN** : pe baza datelor cuprinse în fișierul F1 transpune mărimile și parametrii GS și consumatorilor din ua și urn în urc, crează fișierul de tip F4 și listează conținutul său;
- g) programul **CIRNEWIS** : determină circulația de puteri pentru regimul staționar anteperturbație, memorează rezultatele în fișierele F5 și F6 și listează conținutul acestor fișiere;
- h) programul **PARCONTN** : calculează mărimile caracteristice ale componentelor

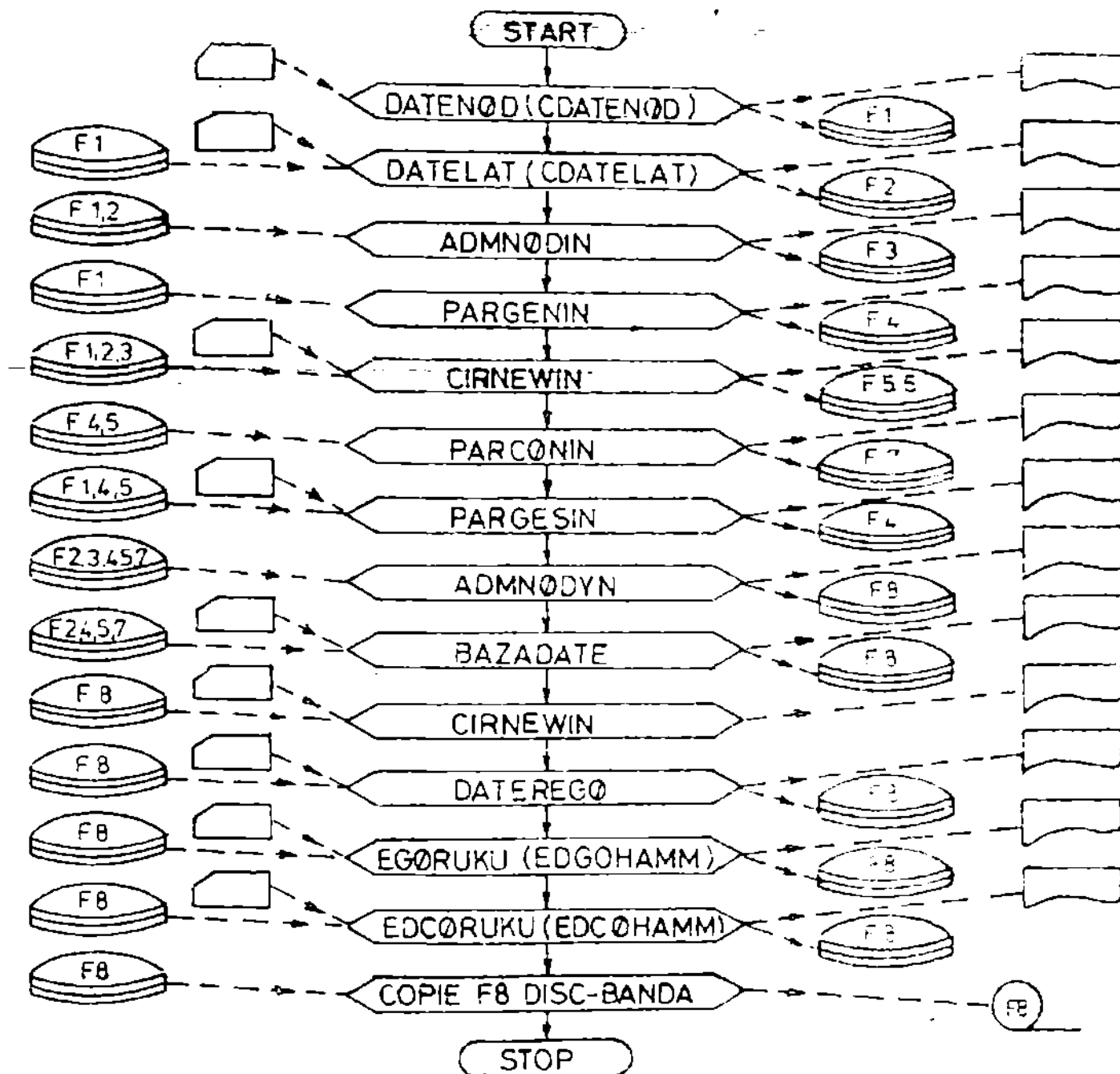


Fig.6.3. Modul de înlănțuire a programelor pentru crearea bazei de date.

la consum, introducându-le într-un fișier de tip F7 și listînd conținutul acestuia;

i) programul PARGESIN : calculează mărimile electromagnetice ale GS pentru regimul inițial de funcționare și cel nominal, inclusiv valorile saturate ale parametrilor, introducîndu-le în fișierul F4, pe care îl listează în final;

j) programul ADMNØDYN : mărește matricea de admitanță nodală cu termenii care includ contribuția GS și consumatorilor, introducînd rezultatele în fișierul F8 și listînd matricea mărită;

k) programul BAZADATE : creează cea mai mare parte a bazei de date necesară pentru programul COKSSTAB, listează baza de date și o introduce în fișierul F8;

l) programul DATEREGØ : citește de pe cartele datele inițiale ale SRAV de model 2, 3, 4 și SRAV de model 2, 3, calculează și listează mărimile din modelele acestor SRA pentru regimul staționar anteperturbat și le introduce în fișierul F8;

a) programul CIRNEWYN : verifică circulația de puteri utilizând matricea de admitanță nodală augmentată și listează rezultatele comparativ;

b) ~~programele de tip EDGC : realizează integrarea pe un interval de timp opțional a sistemelor de ecuații diferențiale ale GS și SRA, fără a aplica nici o perturbatie, pentru determinarea valorii raportului "zgomot/seanal util" (datorat erorilor introduse de metodele numerice), și listează rezultatele; de asemenea, calculează și introduce în fișierul F8 coeficienții din cadrul ecuațiilor diferențiale care nu se modifică în timpul procesului de calcul;~~

c) ~~programele de tip EDCO : sînt similare ca scop cu cele de tip EDGC, referindu-se la ecuațiile diferențiale ale consumatorilor rotativi.~~

~~Toate programele de calcul pot să realizeze opțional numai listarea conținutului fișierelor pe care le-au creat. Fișierele F1, F2, ..., F7 sînt astfel or-~~

Tabelul 6.3.

Fisier Suport	F1	F2	F3	F4	F5	F6	F7	F8
Disc RD	2	2	2	4	1	1	1	5
Disc AD	1	1	1	1	1	1	1	2

ganizate încît un articol co-
respunde mărimilor aferente u-
nui sau mai multor noduri sau
laturi (organizare pe "linii").
Fișierul F8 este organizat pe

"coloane", articolele corespunzînd mărimilor de același tip de la mai multe noduri sau laturi. Dimensiunile fișierelor (în cilindri) sînt prezentate în tabelul 6.3.

În scopul utilizării economice a memoriei interne a calculatorului, majoritatea programelor de calcul sînt segmentate, cuprinzînd un număr maxim de 6 module de program și 4 module de date.

6.4.3. Programul de calcul COKSSTAB pentru analiza stabilității și optimisarea parametrilor SRA.

Ordinegrama de principiu a programului de calcul COKSSTAB este prezentată în fig.6.4. Programul COKSSTAB apelează un număr de 40 de subrutine, dintre care cele mai importante sînt următoarele:

a) subprogramul LISTDATE , care realizează în principal citirea și listarea datelor inițiale referitoare la cazul analizat:

- durata totală de analiză a regimului și valoarea pasului de timp Δt (pentru care se realizează soluționarea alternată a sistemelor de ecuații diferențiale și algebrice);

- scenariul codificat al programului de perturbatie, tipărit în clar la imprimantă, și descrierea alfanumerică a cazului analizat;

- momentul de timp la care începe calculul (momentul 0 sau orice moment pînă la care calculul s-a efectuat anterior, rezultatele fiind accesibile din fișierul general de ieșire de tip F9 de pe disc);

- date referitoare la procesele de calcul numeric iterativ: numere maxime de iterații, precizii, etc.;

- modul de listare a rezultatelor.

Subprogramul LISTDATE verifică și corectitudinea și compatibilitatea datelor ini-

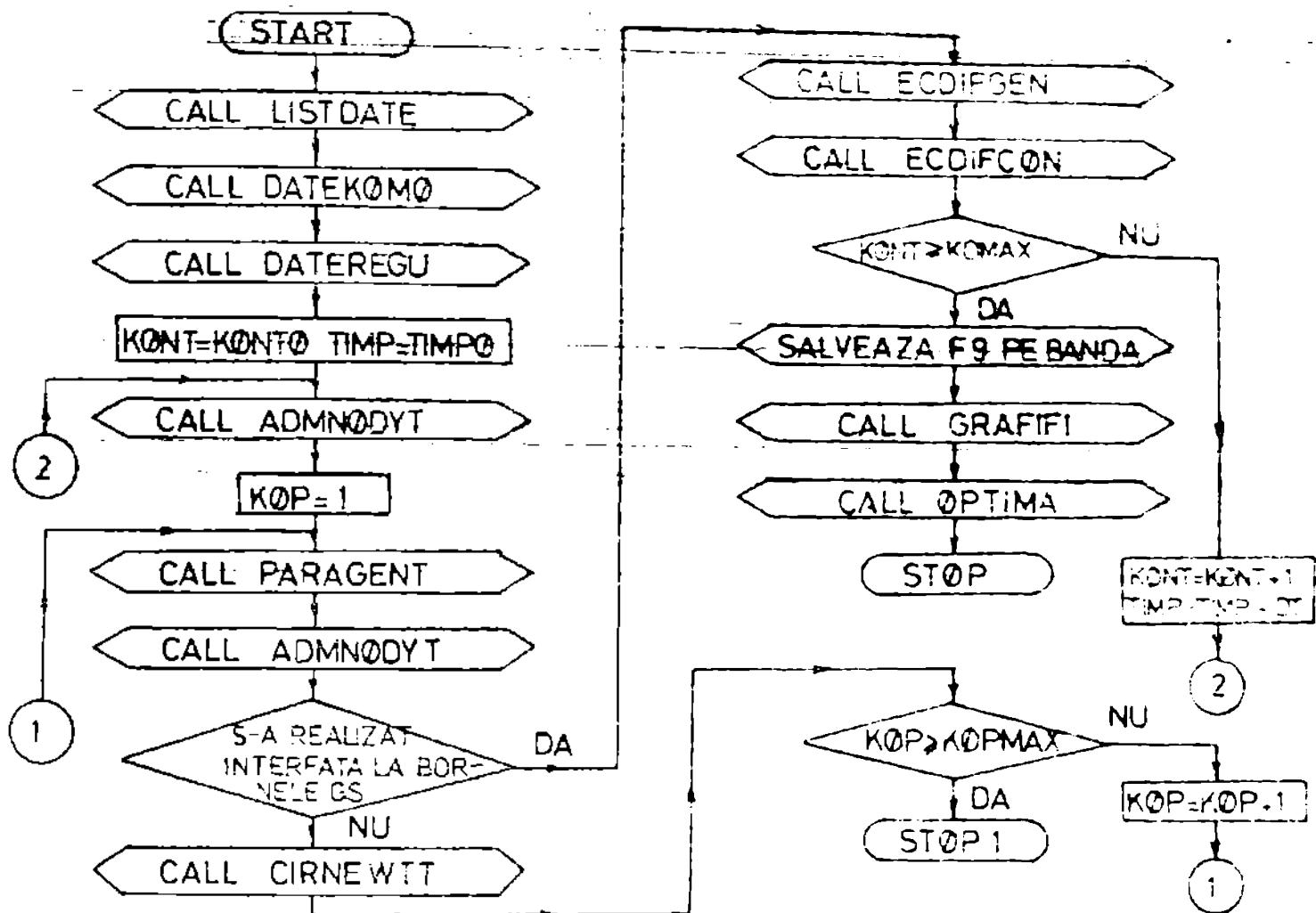


Fig.6.4. Schema logică de principiu a programului COXSTAB.

tiale introduse, editând mesaje de eroare corespunzătoare la imprimantă, în clar sau codificate, în cazul nerespectării regulilor referitoare la modul de introducere al datelor inițiale (un număr de aproximativ 60 de mesaje de eroare);

b) subprogramul DATEKOMØ, care inițializează toate mărimile în două moduri posibile, realizând opțional, și listarea lor:

- în concordanță cu baza de date cuprinsă într-un fișier de tip F8, dacă calculul începe de la momentul $t = 0$;

- în concordanță cu datele din fișierul F8 și F9 (de reținere a rezultatelor) dacă procesul de calcul se reia de la un moment $t \neq 0$;

c) subprogramul DATEREGU, care realizează citirea, tipărirea și verificarea corectitudinii datelor referitoare la SRAB de model 3 și 4, respectiv reinițializarea mărimilor legate de aceste regulatoare (dacă s-au modificat valorile parametrilor variabili față de situația din fișierul de tip F8);

d) subprogramul ADMNØDYT, care recalculează elementele matricii $[Y_n]$ augmen-
tate în funcție de modificarea structurii HEB în conformitate cu scenariul de per-
turbatie, frecvență (termenii aferenți generatoarelor și motoarelor sincrone), o-
lunecare (termenii aferenți motoarelor asincrone) și saturație (GS de model 1,2);

e) subprogramul PARAGENT, care realizează recalcularea mărimilor dependente
de saturație, frecvență și variabile inerțiale pentru GS, verificarea obținerii
interfetei la bornele GS și prognoșarea valorii inițiale pentru unele mărimi.

în scopul accelerării convergenței proceselor iterative de calcul;

f) subprogramul CIRNEWTT, care recalculază circulația de puteri în sistem în diverse momente ale regimului transitoriu;

g) subprogramul ECDIFGEN, care integrează sistemele de ecuații diferențiale ale GS și SRA de diverse modele;

h) subprogramul ECDIFCOM, care integrează ecuațiile diferențiale ce descriu comportarea consumatorilor rotativi;

i) subprogramul GRAFIFI, care listează în mod opțional rezultatele finale (tabelar, în diverse unități de măsură, și grafic);

j) subprogramul OPTIMA, care realizează în mod opțional calculul indicilor de performanță necesari la optimizarea parametrilor SRA ale GS.

În mod opțional, diversele module din cadrul programului realizează un număr mare de tipări intermediare, pe parcursul evoluției procesului de calcul:

a) modificările regimului în conformitate cu scenariul de perturbație;

b) matricea $\begin{bmatrix} Y \\ n \end{bmatrix}$ sugmentată sau numai elementele modificate, la fiecare recalculare;

c) rezultate referitoare la circulația de puteri în diverse momente ale regimului transitoriu (de la cele mai intime detalii până la urmărirea doar a convergenței);

d) componentele după axele d și q ale tensiunilor și curenților la bornele GS și a altor detalii referitoare la realizarea interfetei dintre GS și sistem (inclusiv mărimile dependente de saturație) la fiecare pas de calcul;

e) toți coeficienții, sau numai cei recalculați, pentru ecuațiile diferențiale precum și rezultatele intermediare și finale ale integrării lor pe un pas;

f) detalii despre calculul indicilor de performanță.

În condiții normale de utilizare a programului se recomandă numai tipărirea evoluției în timp a procesului de calcul (pentru posibilitatea reluării ulterioare în caz de întrerupere), urmând ca variația în timp a mărimilor de interes să fie listată doar după terminarea întregului proces de calcul.

Rezultatele calculelor se rețin într-un fișier de tip F9, pe disc magnetic, având dimensiunea de 20 cilindri pe disc AD, respectiv 80 pe disc RD. De asemenea, pe durata unui pas de timp Δt , cu posibilitate de listare la sfârșitul pasului, se reține evoluția unor mărimi legate de generatoare în procesul iterativ de realizare a interfetei la bornele lor, într-un fișier de tip F13 (10 cilindri pe disc RD, 3 cilindri pe disc AD). Având în vedere marea flexibilitate a programului de calcul și posibilitatea reluării din orice punct, inclusiv numai listări de rezultate din F9 sau calcul de optimizare, este recomandabilă salvarea fișierului F9 pe bandă, după fiecare rulare, pentru a putea fi utilizat ulterior.

Pentru toate GS și toți consumatorii se poate lista în final, opțional, evoluția în timp a unui număr de 15-80 mărimi (dependent de modelele utilizate):

a) pentru toate nodurile: modulul și faza tensiunii, puterea activă și reactivă consumată, totală sau pe componente;

b) pentru toate GS: puterea activă și reactivă generată, componentele după

axele d și q ale tensiunii la borne și curentului, tensiunea electromotoare tranzitorie, modulul și faza tensiunii inerțiale de calcul (de tip D' sau D), viteza unghiulară și unghiul intern;

c) pentru GS de model 1,2,3 componentele după axele d și q ale tensiunii supra-transzitorii, tensiunea inerțială supra-transzitorie, iar pentru cele de model 1, 2 parametrii afectați de saturatie;

d) toate variabilele cuprinse în cadrul diverselor modele ale SRAB și SRAV.

Listarea finală pentru fiecare set de rezultate se poate face în două maniere: setul cuprinde aceeași mărime pentru diverse noduri (maximum 10), respectiv setul cuprinde mai multe mărimi (maximum 10) pentru același nod. În cadrul fiecărei maniere listarea se poate face tabelar în us, tabelar în urs sau grafic, fiind posibile și combinații între cele trei forme.

În scopul utilizării unei memorii interne cât mai reduse, programul COKSSTAB este puternic segmentat, fiind constituit din 10 module de date și 20 de module de program. Schema de segmentare este prezentată în fig.6.5.

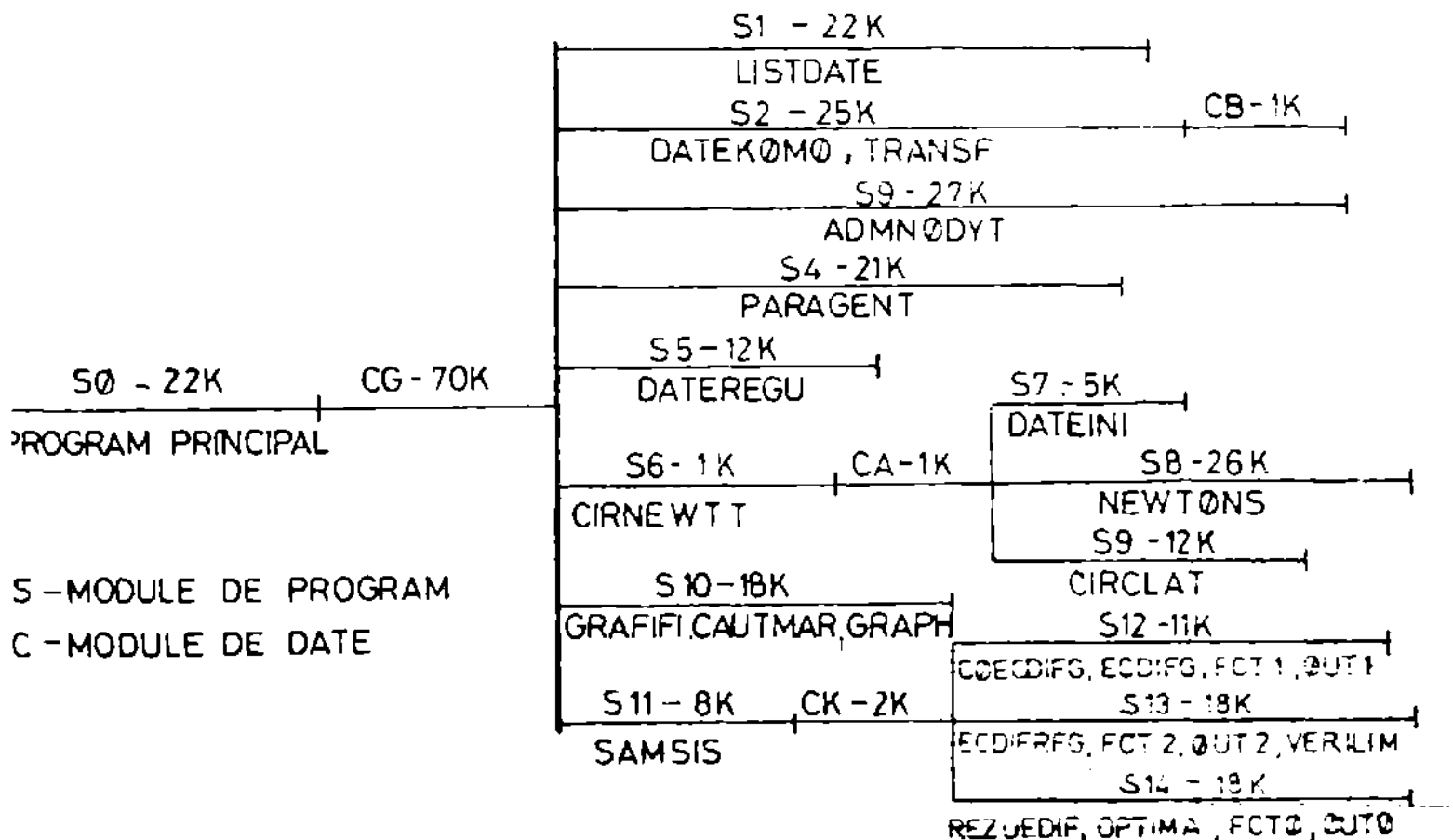


Fig.6.5. Schema de segmentare a programului COKSSTAB.

6.4.4. Date despre utilizarea programelor de calcul.

Toate programele de calcul prezentate se află sub formă BT și INT în bibliotecile ENERGBEN și ENERGIT, la centrul de calcul electronic al IPFVT. Pentru rulara programelor este necesară următoarea configurație a sistemului de calcul: calculator FELIX C 256 (512), lector de cartele și imprimantă, o unitate de disc de tip AD (sau două unități de tip RD), o unitate de bandă de tip M7.

Memoria necesară pentru programele de creare a bazei de date este de 45 pagini, iar pentru programul COKSSTAB de 60 pagini. Timpul de calcul pentru crearea unei baze de date, programele fiind apelate sub formă IMT, este de 10+25 minute. Valoarea inferioară se referă la sisteme de dimensiuni relativ mai mici (50 noduri, 20 generatoare, 80 elemente de rețea), iar cea superioară la sisteme de dimensiuni mai mari (180 noduri, 250 elemente de rețea, 60 generatoare). Timpul de calcul pentru programul COKSSTAB depinde în principal de următoarele:

- a) dimensiunile și topologia sistemului analizat;
- b) modelele adoptate pentru generatoare, SRAB, SRAV și consumatori;
- c) complexitatea scenariului de perturbație;
- d) durata totală de analiză, numărul de pași de timp și mărimea intervalelor de timp pentru integrarea sistemelor de ecuații diferențiale;
- e) precisiile impuse pentru procesele de calcul iterative;
- f) rezultatele intermediare și listările finale solicitate.

Pentru SEE de dimensiunile precizate anterior timpul de calcul este de ordinul de mărime a 10+100 minute, în cazul unui volum rezonabil de listări finale.

Comparând programele elaborate de autor cu programul de calcul REDINA /267/, /298/, utilizat de ISPE și IEM pentru analiza regimurilor dinamice ale SEE complexe (ale cărui date principale sînt prezentate în linia a 5-a a tabelului 6.1), rezultă următoarele concluzii:

- a) ambele programe se referă la SEE de dimensiuni asemănătoare, REDINA înlocuind unele zone ale sistemului prin echivalenți;
- b) programul COKSSTAB utilizează un număr mai mare de modele pentru GS, SRAB și SRAV, în general mai complexe decît cele de la REDINA;
- c) reprezentarea consumatorilor este mult mai fidelă la programul COKSSTAB, pentru toate nodurile sistemului;
- d) programul COKSSTAB acceptă scenarii de perturbație mai complexe, mult mai simpli de introdus decît cele de la REDINA;
- e) flexibilitate mai mare de utilizare a programului COKSSTAB;
- f) volum mult mai mare de rezultate oferit de programul COKSSTAB, sub o formă mai accesibilă utilizatorului;
- g) partea de optimizare a parametrilor SRA nu există la REDINA;
- h) REDINA utilizează o memorie mai mare (78 pagini) cu toate că face uz de modele relativ mai simple și nu abordează partea de optimizare;
- i) timpul de calcul este de același ordin de mărime (mai mare la COKSSTAB); corelat cu aspectele menționate la punctele b, c, d, f, g și h, se poate afirma relativ că programul COKSSTAB este mai avantajos din punctul de vedere al timpului de calcul.

Programul de calcul COKSSTAB, împreună cu programele de creare și verificare a bazei de date, cuprinde un număr de peste 20000 de instrucții, scrise în limbajul FORTRAN IV.

Capitolul 7
VALIDAREA EXPERIMENTALA A MODELELOR SI PROGRAMELOR DE CALCUL UTILIZATE

7.1. Concepte generale privind validarea experimentală.

Corectitudinea și gradul de încredere al rezultatelor obținute la analiza pe calculator a comportării dinamice a SEE complexe depinde de un număr relativ mare de factori:

- a) modelele adoptate pentru GS și SRA, consumatori, elemente de rețea, automatism de sistem, etc.;
- b) modelul matematic al ansamblului sistemului;
- c) algoritmi numerici de soluționare a modelelor și programele corespunzătoare;
- d) baza de date referitoare la parametrii elementelor de sistem.

Singura cale viabilă pentru confirmarea rezultatelor obținute pe calculator este validarea lor experimentală. În literatură se remarcă două modalități distincte utilizate în acest scop:

- a) utilizarea unor modele fizice ale SEE sau ale unor elemente de sistem (microrețele, micromașini, etc.) /5/, /12/, /23/, /127/, /177/;
- b) experimentări în sistemul real /29/, /68/, /69/, /199/, /244/, /253/, /294/.

Ambale modalități sînt în general costisitoare, necesitînd un aparataj corespunzător de măsură și înregistrare. Micromodelele prezintă o serie de dificultăți practice de realizare, legate inclusiv de respectarea criteriilor de similitudine, dar oferă un câmp larg de aplicații, în timp ce experimentările în sistemul real prezintă dificultăți organizatorice și practice de realizare, dar conduc sigur la rezultate mai concludente. Atunci cînd verificările sînt legate și de baza de date, sînt preferabile determinările experimentale în sistemul real.

În literatura de specialitate sînt descrise următoarele categorii de experimente, în funcție de scopul urmărit:

- încercări experimentale pentru obținerea unei baze de date corespunzătoare referitoare la elementele de sistem: generatoare sincrone /72/, /76/, /87/, /138/, /253/ și sistemele lor de reglare automată /52/, /54/, /55/, /56/, /117/, /272/, consumatori /48/, /110/, /189/, /229/, etc.;

- încercări experimentale pentru validarea modelelor utilizate și a parametrilor GS și SRA /29/, /68/, /69/, /138/, /199/, /244/, /253/, /268/, consumatorilor /112/, /233/, /242/;

- încercări experimentale pentru verificarea rezultatelor studiilor de optimizare referitoare la parametrii SRA, cu sau fără semnale suplimentare /12/, /23/, /25/, /39/, /238/.

Marea majoritate a experimentelor descrise în literatură și confruntate cu rezultate obținute pe calculator se referă la configurația cea mai simplă (un

generator legat la un sistem de putere infinită, un nod de consum) sau la sisteme de dimensiuni reduse, realizându-se un număr foarte mic de experimente care să cuprindă zone mari din sistem sau ansamblul SEE. Cauzele sînt legate de dificultățile practice și costul ridicat al unor asemenea experimente. Totuși, aceste experimente sînt absolut necesare, mai ales cînd se urmărește comportarea dinamică a unor SEE complexe, în vederea optimizării funcționării lor.

7.2. Prezentarea scopului și modului de desfășurare a experimentelor în sistemul electroenergetic național.

~~Experimentele prezentate în lucrare au avut loc la 3.IX.1981, între orele 9-11, fiind realizate de un colectiv din cadrul catedrei de electroenergetică a facultății de electrotehnică din Timișoara /294/, împreună cu colectivul laboratorului de sisteme electroenergetice din cadrul ICEMENERG București, cu sprijinul unui număr mare de specialiști și a personalului de tură de la centralele Porțile de fier 1, Turceni, Rovinari, Ișalnița și celelalte centrale mari ale SEEN, de la Dispeceratul energetic național și cele teritoriale. Programul de probe s-a întocmit cu acordul întreprinderilor de electrocentrale Porțile de fier, Craiova și Rovinari, IRE Craiova, fiind avizat de CIPKET și CIRE și aprobat de către Dispeceratul energetic național. Scopul experimentelor a fost validarea cantitativă și calitativă a modelelor și programelor de calcul utilizate pentru analiza regimurilor dinamice ale SEE complexe și optimizarea parametrilor reglabili ai SRAE, cu referire specială la zona Oltenia din cadrul SEEN.~~

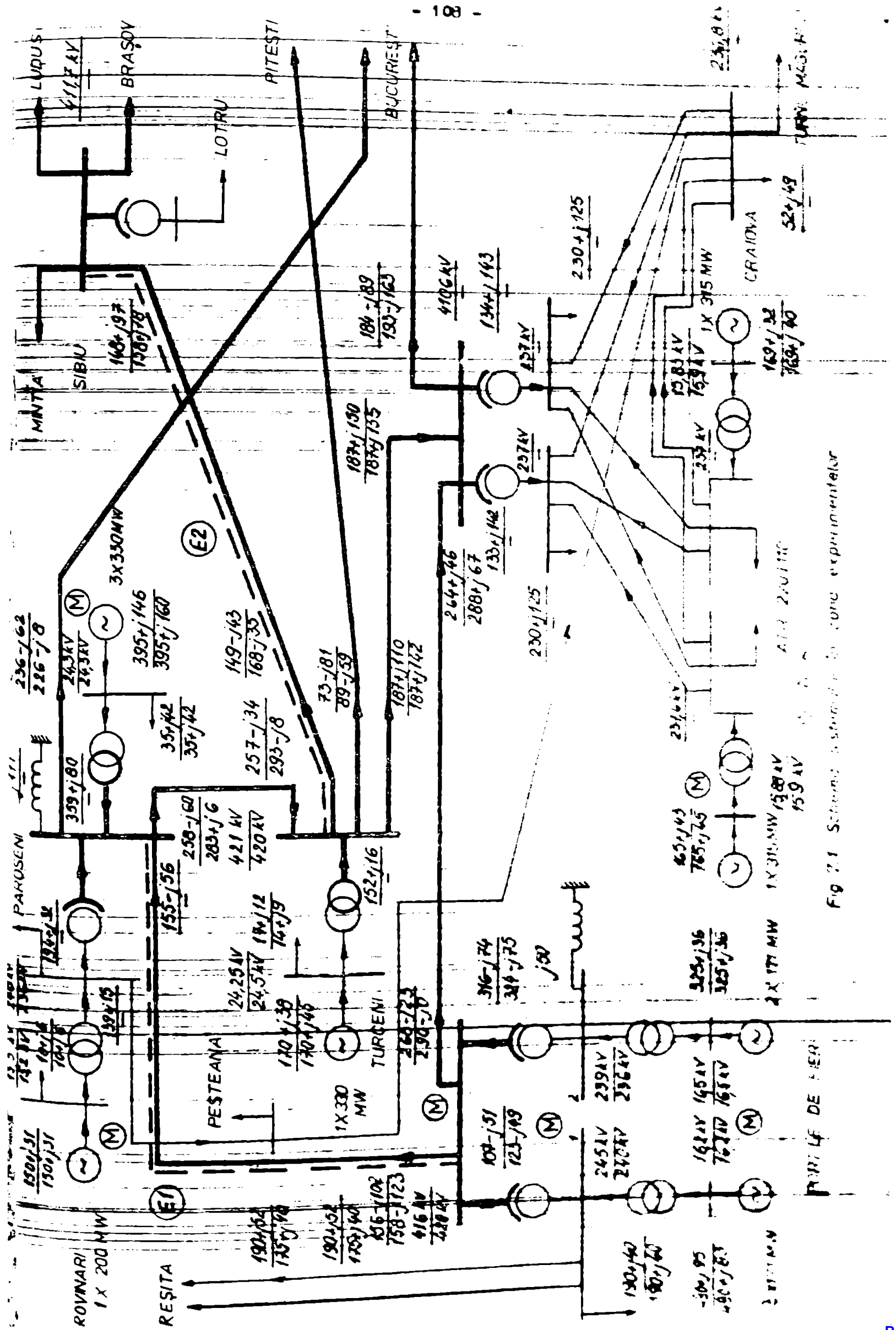
Pentru experimentări s-au ales două perturbații de intensitate medie, localizate la mică, respectiv mare distanță, de centrala Porțile de fier 1 /294/:

a) experimentul E1 - deconectarea liniei de 400 kV Porțile de fier - Rovinari (fig.7.1) la extremitatea dinspre Rovinari, ea fiind încărcată cu o putere de aproximativ (150-1100) MVA la capătul dinspre Porțile de fier, respectiv (150-150) MVA la capătul dinspre Rovinari (după cîteva minute linia s-a reconectat);

b) experimentul E2 - deconectarea liniei de 400 kV Turceni - Sibiu (fig.7.1) la extremitatea dinspre Sibiu, linia fiind încărcată cu o putere de aproximativ (150-140) MVA la capătul dinspre Turceni, respectiv (150+1100) MVA la capătul dinspre Sibiu (după terminarea înregistrărilor linia s-a reconectat).

Pentru definirea stării SEEN în momentul experimentelor s-au colectat de la Dispeceratul energetic național și cele teritoriale, precum și de la centralele electrice, (pe baza unor formulare de măsurători distribuite în prealabil) următoarele informații:

a) date privind configurația și parametrii SEEN - schema rețelei de 400 și 220 kV, cu precizarea poziției cuplelor la bare, a întrerupătoarelor la linii, transformatoare și autotransformatoare, numărul și tipul grupurilor aflate în funcțiune la fiecare centrală, poziția ploturilor de reglaj la transformatoarele bloc și autotransformatoarele de 400/220 kV și 220/110 kV, parametrii elementelor de rețea;



b) date privind regimul staționar anteperturbație - puterea activă și reactivă debitată de fiecare grup generator aflat în funcțiune, tensiunea la bornele GS (pe barele de medie și înaltă tensiune), puterea activă și reactivă consumată de serviciile interne racordate la barele de medie tensiune ale GS, puterea activă și reactivă vehiculată prin transformatoarele bloc ale grupurilor (pe partea de înaltă tensiune), valoarea tensiunii în nodurile sistemului, circulația de puteri pe liniile de 400 și 220 kV, valoarea puterii active și reactive consumate în nodurile sistemului.

Pe durata proceselor transitorii provocate de cele două perturbatii, în șase puncte din cadrul sistemului (notate cu M în fig.7.1) s-au înregistrat, pe o durată de aproximativ 30 s, următoarele mărimi:

a) la centrala Portile de fier 1, grupul nr.3 - tensiunea la borne, tensiunea de excitație, tensiunea de comandă a punții cu tiristoare (la SRAB), curentul de excitație, curenții de comandă ai amplificatorului magnetic (la SRAB) pe canalul abaterii de tensiune, a derivatei abaterii de tensiune și al abaterii de frecvență, puterea activă și reactivă generată, turația și unghiul rotoric;

b) la stația de 400 kV a centralei Portile de fier 1 - tensiunea pe barele de 400 kV, puterea activă și reactivă prin autotransformatoare și pe liniile Portile de fier - Rovinari și Portile de fier - Slatina;

c) la centrala Rovinari, grupul nr.4 (330 MW) și grupul nr.2 (200 MW), la centrala Turcenii, grupul nr.2 (330 MW), și la centrala Isalnita, grupul nr.8 (315 MW) - tensiunea la borne și tensiunea de excitație, puterea activă și reactivă generată.

Înregistrările s-au efectuat cu oscilografe de tip 12 LSI, 8 LSI, respectiv rapidograful, wattreguri și varreguri.

Pentru aprecierea cantitativă relativă a efectului perturbațiilor realizate experimental asupra generatoarelor din centralele zonei Oltenia, în tabelul 7.1 se prezintă salturile inițiale pentru modulul și faza tensiunii la borne și puterea activă și reactivă generată, determinate cu relația:

$$(7.1) \quad \Delta x_0^{\pm} = (x_{0+} - x_{0-}) x_0^{-1} \cdot 100$$

unde x_{0+} și x_{0-} reprezintă valoarea mărimii considerate înainte și imediat după momentul perturbației.

Tabelul 7.1

Centrala	Bare Grup	Mărimile la borne							
		Puterea generată				Tensiunea la borne			
		Activă $\Delta P_g [\%]$		Reactivă $\Delta Q_g [\%]$		Modul $\Delta U [\%]$		Fază $\Delta \phi [\%]$	
	R1	R2	R1	R2	R1	R2	R1	R2	
Pdf 1	1/171MW	-7.10	-2.35	1.42	4.30	0.395	-0.015	1.412	0.381
	2/171MW	-8.30	-2.63	-2.06	5.46	0.541	0.025	1.530	0.449
Turcenii	330MW	4.18	-13.20	-13.20	13.75	0.201	-0.103	0.441	1.439
Rovinari	330MW	12.17	-9.75	-14.10	5.23	0.243	-0.049	-0.976	0.792
	200MW	5.03	-4.48	-12.00	5.36	0.168	-0.013	-0.735	0.688
Isalnita	1/315MW	-0.16	-3.28	-2.27	2.39	0.131	-0.020	0.042	0.535
	2/315MW	-0.08	-3.21	-4.07	3.05	0.136	-0.020	0.037	0.548

Saltarile inițiale maxime și minime ale mărimilor menționate pentru experimentele E1 și E2 sînt sintetizate în tabelul 7.2.

Tabelul 7.2.

Extrem		Mărimile la borne							
		Puterea generată				Tensiunea la borne			
		Activă ΔP [%]		Reactivă ΔQ [%]		Modul ΔU [%]		Faza $\Delta \varphi$ [°]	
		P [MW]		Q [MVAR]		U [kV]		φ [°]	
		E1	E2	E1	E2	E1	E2	E1	E2
Maxim +	Grup	Rov/330	-	Rov/330	Turc	Pdf/2	Pdf/2	Pdf/2	Turc
	%	12.17	-	14.15	13.75	0.541	0.025	1.530	1.439
	ua	16.00	-	6.90	5.22	0.089	0.004	0.794	0.607
Maxim -	Grup	Pdf/2	Turc	Pdf/1	-	-	Turc	Rov/330	-
	%	- 8.30	-13.20	- 1.42	-	-	-0.103	-0.976	-
	ua	-13.50	-22.40	- 0.45	-	-	-0.025	-0.325	-
Modul minim	Grup	Isal/2	Pdf/1	Pdf/1	Isal/1	Isal/1	Rov/200	Isal/2	Pdf/1
	%	- 0.08	- 2.35	-1.42	2.39	0.131	0.013	0.037	0.381
	ua	- 0.15	- 3.83	-0.45	1.11	0.032	0.002	0.017	0.195

Pe baza datelor din tabelul 7.1 și 7.2 rezultă că perturbatia de la experimentul E1 a afectat grupurile generatoare ale centralelor din zona Oltenia în următoarea ordine: Rovinari/330 MW, Rovinari/200 MW, Turceni/330 MW, Portile de fier/2, Portile de fier/1, Isalnita, iar cea de la experimentul E2 în ordinea Turceni/330, Rovinari/330 MW, Rovinari/200 MW, Portile de fier/2, Isalnita, Portile de fier/1.

7.3. Simularea pe calculator a experimentelor.

Analiza regimurilor dinamice ale SEEN, generate de perturbatiile din experimentele E1 și E2 s-a realizat cu programele de calcul prezentate în cap.6. Problema cea mai dificilă a constituit-o reproducerea cât mai fidelă pe calculator a regimului staționar anteperturbatie, fiind necesară prelucrarea critică a tuturor informațiilor (tensiunile din nodurile sistemului, puterile generate, circulația pe liniile de interconexiune, topologia sistemului și parametrii elementelor de sistem). Din punctul de vedere al gradului de încredere, informațiile s-au luat în considerare în următoarea ordine de prioritate: datele de la centralele din zonă, informațiile furnizate de sistemul de calculatoare de proces Siemens, datele de la celelalte centrale și fișa operativă a Dispeceratului energetic național. S-a eliminat astfel redundanțe și s-a renunțat la unele date evident eronate. În urma unor rulări repetate cu programul KEBW de determinare a circulației de puteri în SEE complexe /160/, s-a ajuns în final la un set de date inițiale care au condus la un regim staționar foarte apropiat de cel existent în sistem înainte de experiment.

Determinarea regimului inițial s-a realizat pe o configurație a sistemului electroenergetic național cuprinsînd rețeaua de 220 și 400 kV și o schemă echivalentă a sistemului interconectat exterior, GS fiind introduse la nivel de medie tensiune, împreună cu transformatoarele bloc corespunzătoare. S-a ajuns în acest fel la un număr total de 101 noduri (35 de noduri generatoare, 65 consumatori și

un nod de echilibrare) și 116 elemente de rețea. Abaterile mărimilor din regimul staționar anteperturbație calculat față de cel măsurat experimental sînt cuprinse între următoarele limite:

- a) pentru tensiunile la bornele generatoarelor (0+2)% (pentru unele GS mai îndepărtate de zona Oltenia (5+6)%);
- b) pentru tensiunile nodurilor de 220-400 kV (0+3)% (pentru unele noduri îndepărtate maximum 5%);
- c) puterile active generate (0+1,5)% (maximum 5% pentru unele GS îndepărtate);
- d) puterile reactive generate (0+5)% (maximum 9% pentru unele GS îndepărtate);
- e) circulația de puteri pe linii: (0+8)% pentru puterea activă, respectiv (0+11)% pentru cea reactivă.

Avînd în vedere complexitatea sistemului considerat, gradul de încredere și diversitatea surselor de informație, erorile menționate se consideră a fi acceptabile din toate punctele de vedere.

Cele două regimuri dinamice considerate s-au rulat pentru o perioadă de 3 secunde, listîndu-se în final, tabelar și grafic, variația tuturor mărimilor pentru care există înregistrări experimentale, precum și a unui număr mare de mărimi de interes din sistem, legate de GS și SRA, consumatori, elemente de rețea, etc.

7.4. Compararea rezultatelor înregistrate experimental cu cele calculate.

7.4.1. Criterii de comparare a rezultatelor.

Rezultatele experimentelor și calculului se prezintă sub forma variației în timp a mărimilor de interes (numeric și grafic pentru calcul, grafic pentru experiment, valorile numerice determinîndu-se prin intermediul scării stabilite la etalonarea înregistrărilor). Pentru a elimina erorile introduse de diferențele dintre regimul staționar anteperturbație măsurat și cel calculat, se compară abaterile mărimilor față de cele din regim staționar, în loc de mărimile propriu-zise. Pentru determinarea abaterilor se utilizează relația:

$$(7.2) \quad \Delta x(t) = x(t) - x_0$$

Diferențele între valorile staționare, avînd ordinul de mărime menționat în subcapitolul 7.3, nu constituie o problemă esențială, avînd doar efecte cantitative constante (analizate dacă este cazul).

Pentru compararea variației mărimilor de interes în timpul regimului transitoriu se utilizează atât criterii calitative, cît și cantitative. Pe lângă compararea formei curbelor determinate experimental și a celor calculate, se utilizează o serie de indici cantitativi legați de perioada de oscilație, amortizarea oscilațiilor, valoarea și momentul atingerii primului maxim, etc. Referitor la perioadă și amortizare, se iau în considerare valorile calculate pentru fiecare oscilație completă, respectiv pereche de oscilații consecutive (T_1, α_1, A_1), pre-

cum și valorile medii (T , respectiv x și A). Modul de calcul al perioadelor de oscilație și amortizărilor este prezentat în anexa A7.1. Se menționează că toate amortizările și perioadele s-au determinat fără prima semioscilație, considerată ca aferentă în mare măsură regimului supratransitoriu și tratată separat (prin criteriul valorii și momentului atingerii primului maxim, $\Delta x_m, t_m$).

7.4.2. Compararea rezultatelor pentru experimentul B1.

Dintre rezultatele experimentului B1 s-au selectat pentru comparare următoarele mărimi:

a) mărimi legate de generatoarele de la Pdf și SRAB cu care sînt echipate: tensiunea la borne (U_b), frecvența (f), tensiunea și curentul de excitație (u_E, i_E), tensiunea de comandă a punții cu tiristoare (u_{AP}), curenții de comandă pe canalul abaterii de tensiune ($i_{\Delta U}$), abaterii de frecvență ($i_{\Delta f}$), derivatei abaterii de tensiune ($i_{\Delta U}'$);

b) mărimi legate de circulația de puteri pe elementele de rețea din zonă: puterea activă și reactivă pe autotransformatorul de 400/220 kV de la Pdf, respectiv linia de 400 kV Pdf - Slatina;

c) mărimi legate de alte generatoare din zonă: tensiunea la borne pentru generatoarele de 330 MW și 200 MW de la Rovinari.

Variația în timp a mărimilor menționate (calculată și determinată experimental), în sensul prezentat în paragraful 7.4.1. s-a reprezentat în figurile 7.2.B1 + 7.13.B1. Din analiza curbelor prezentate și a rezultatelor din tabelele 7.3 și 7.4 rezultă următoarele concluzii:

a) concordanță calitativă și cantitativă bună pentru toate mărimile legate de GS și SRAB de la Pdf, respectiv satisfăcătoare pentru celelalte (înregistrate experimental cu dispozitive avînd sensibilitate mai redusă și inerție relativ mare);

b) din punct de vedere cantitativ toate mărimile înregistrate experimental au valori mai mult sau mai puțin reduse față de cele calculate (exceptînd maximele supratranzitorii la tensiunea și curentul de excitație al GS de la Pdf și tensiunea de comandă a punții cu tiristoare), ceea ce conduce la concluzia unei amortizări reale mai mari decît cea rezultată din calcule;

c) pentru mărimile legate de GS de la Pdf și SRAB cu care sînt echipate, în tabelul 7.3 se prezintă în detaliu rezultatele privind perioadele de oscilație și amortizările (determinate cu metoda din anexa 7.1), reținîndu-se o bună concordanță între experiment și calcule;

d) perioada medie generală de oscilație are o valoare cu 3.3% mai mică la calcul față de experiment (0.668 s față de 0.690 s, ceea ce corespunde la o frecvență de oscilație de ordinul de mărime a 1.45-1.50 Hz), remarcîndu-se o abatere relativ mult accentuată (-4.4 %) la mărimile legate de U_b și u_E (pozițiile 1, 2, 3, respectiv 4, 5, 6 din tabelul 7.3) față de cele legate de f (-1% la pozițiile 7, 8 în tabelul 7.3);

e) amortizarea medie generală este cu 4.10 % mai redusă la calcule (44.6% față

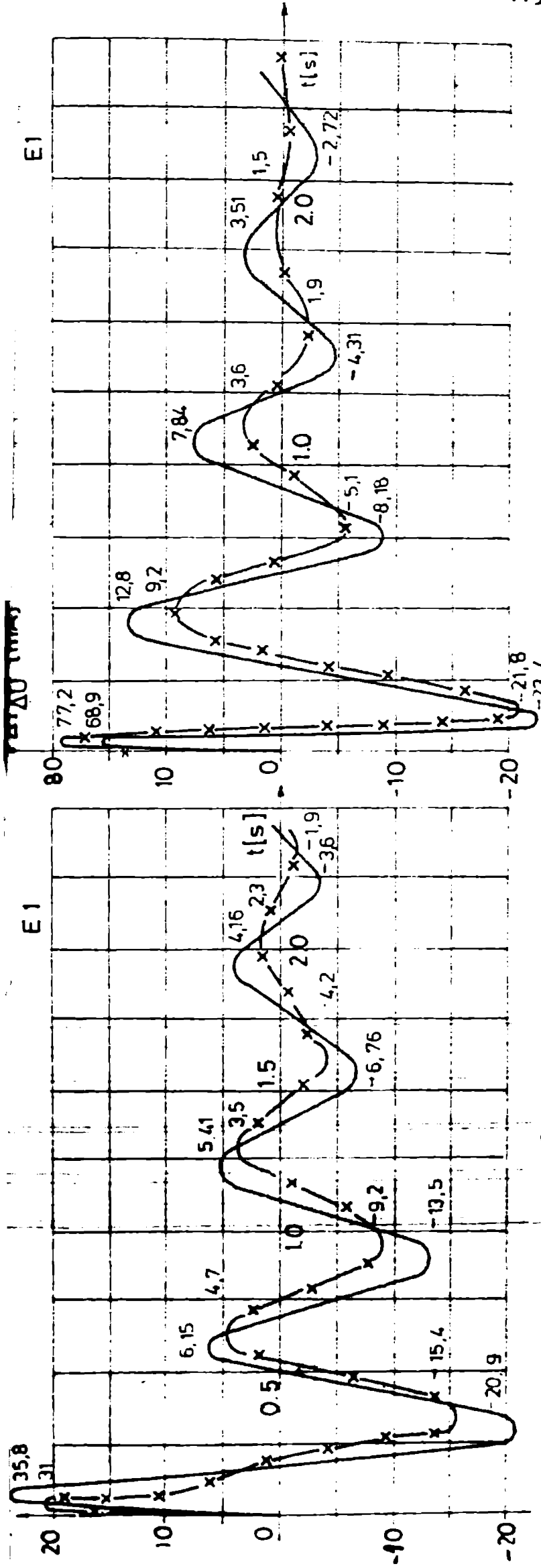


Fig. 7.2 Variația curentului de comandă pe canalul abaterii de tensiune (SRAE Pdf)

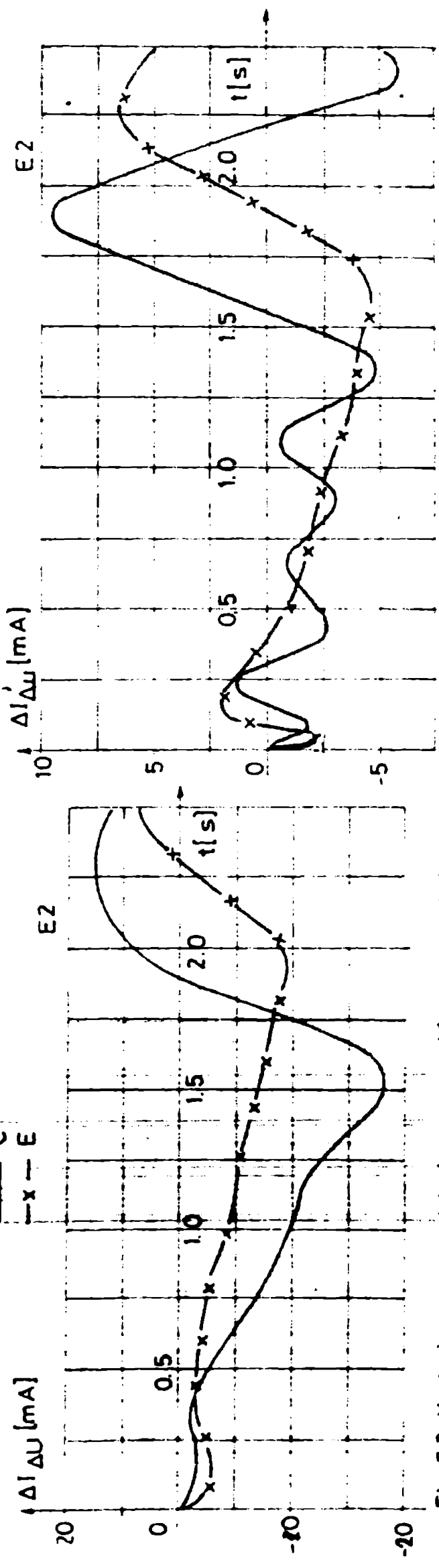


Fig. 7.3 Variația curentului de comandă pe canalul derivatei abaterii de tensiune (SRAE Pdf)

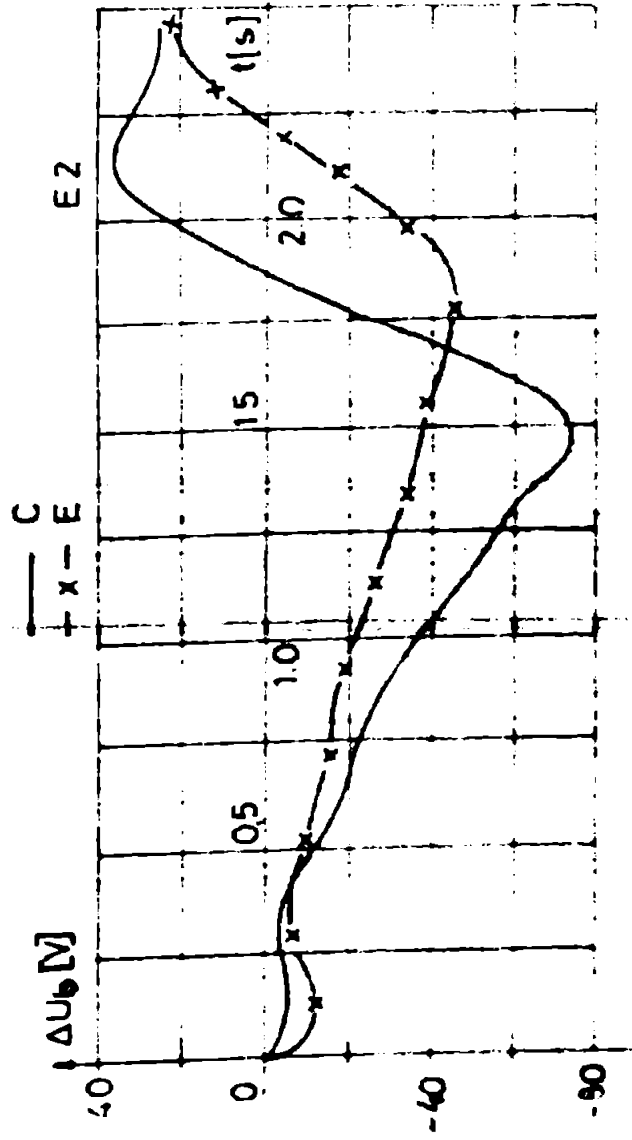
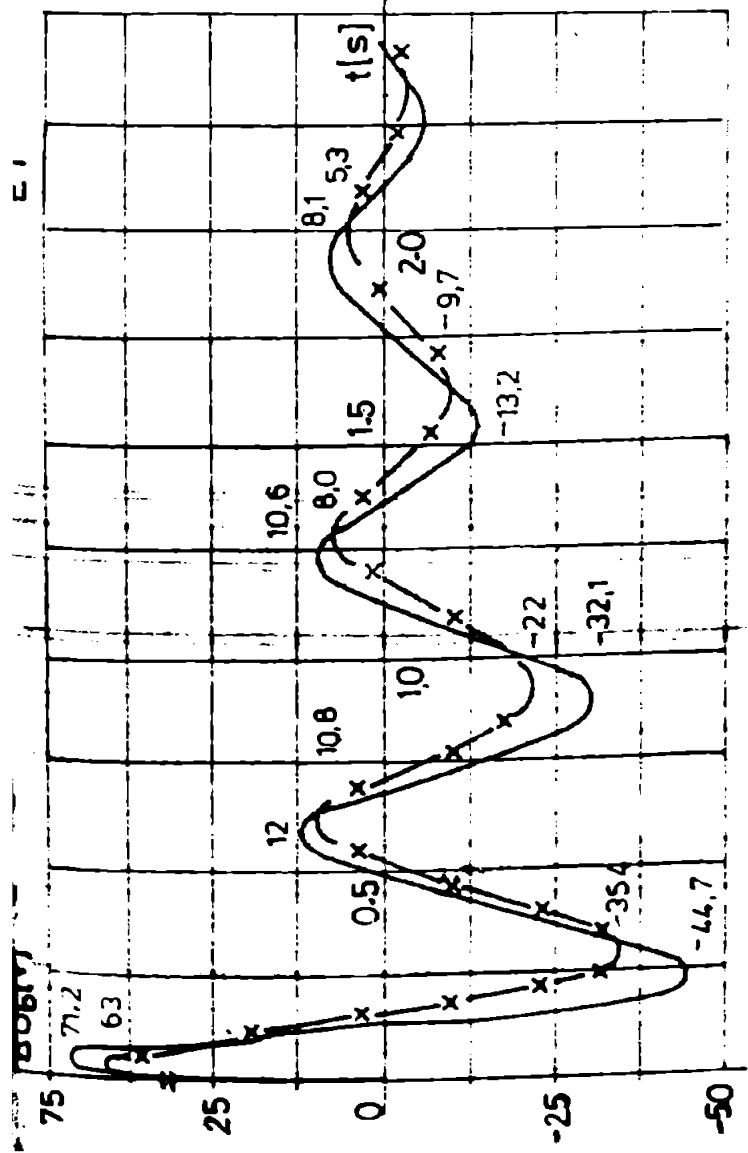


Fig.74 Variația tensiunii la borne pentru generatoarele de la Portile de fier 1.

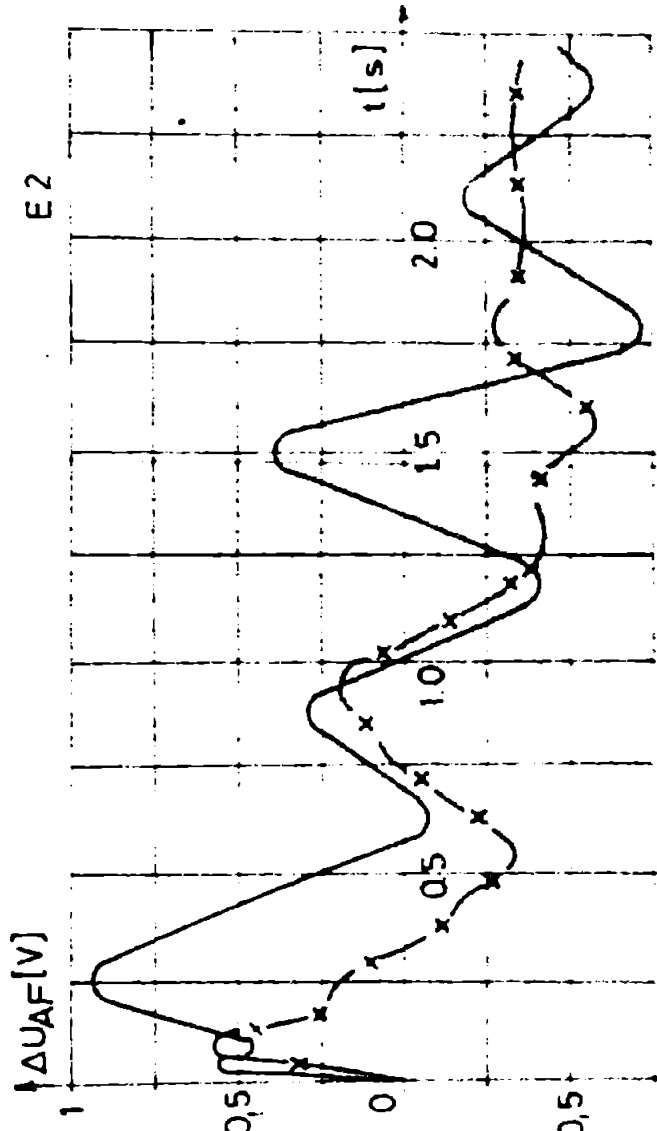
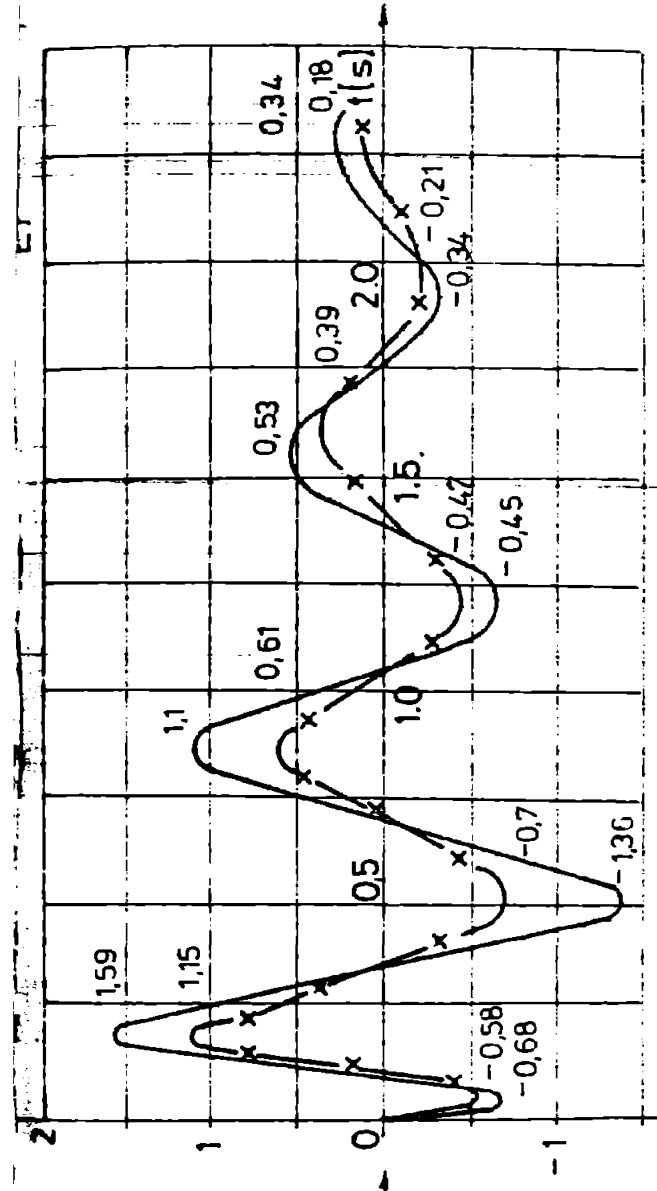


Fig 75 Variația tensiunii de comandă a punții cu tiristoare (SRAE Pdf)

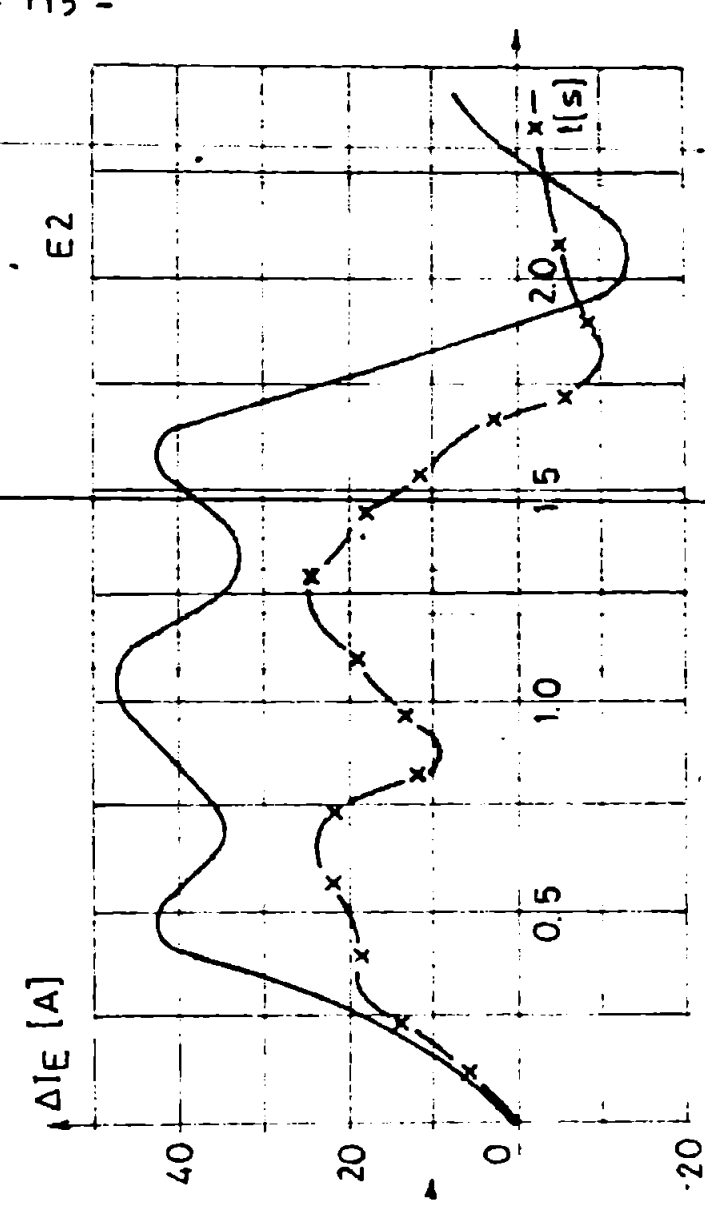
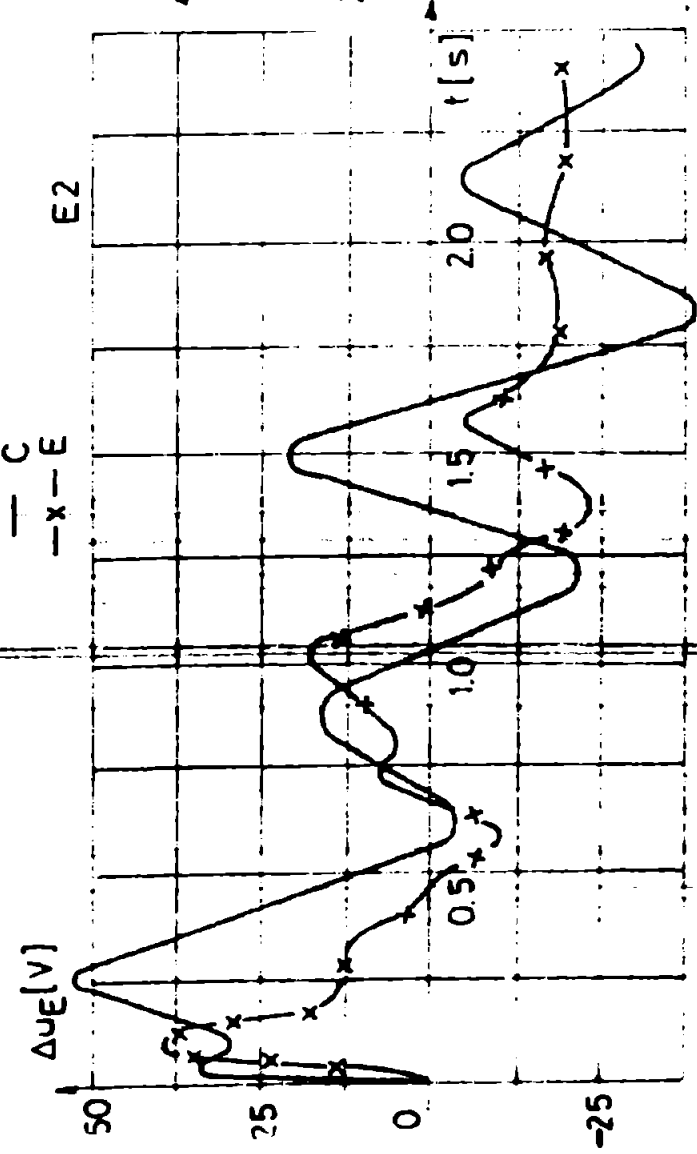
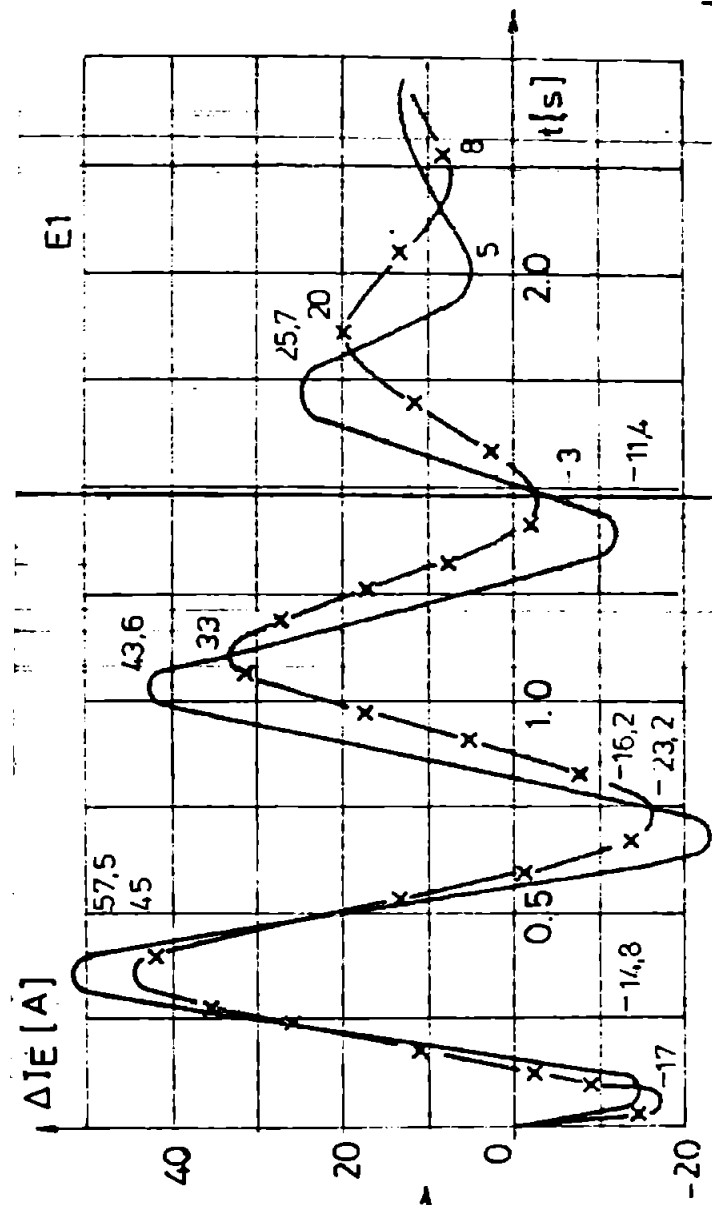
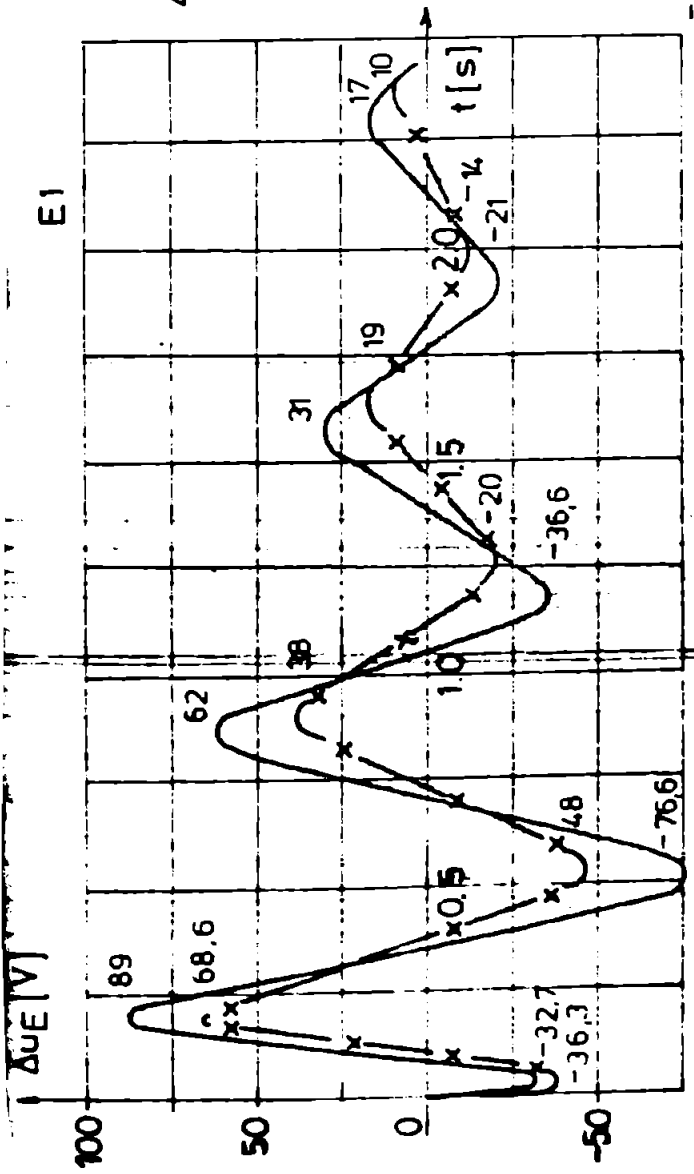


Fig 7.6 Variatia tensiunii de excitatie pentru generatora-
rele de la Portile de fier.

Fig.7.7 Variatia curentul de excitatie pentru generatora-
rele de la Portile de fier

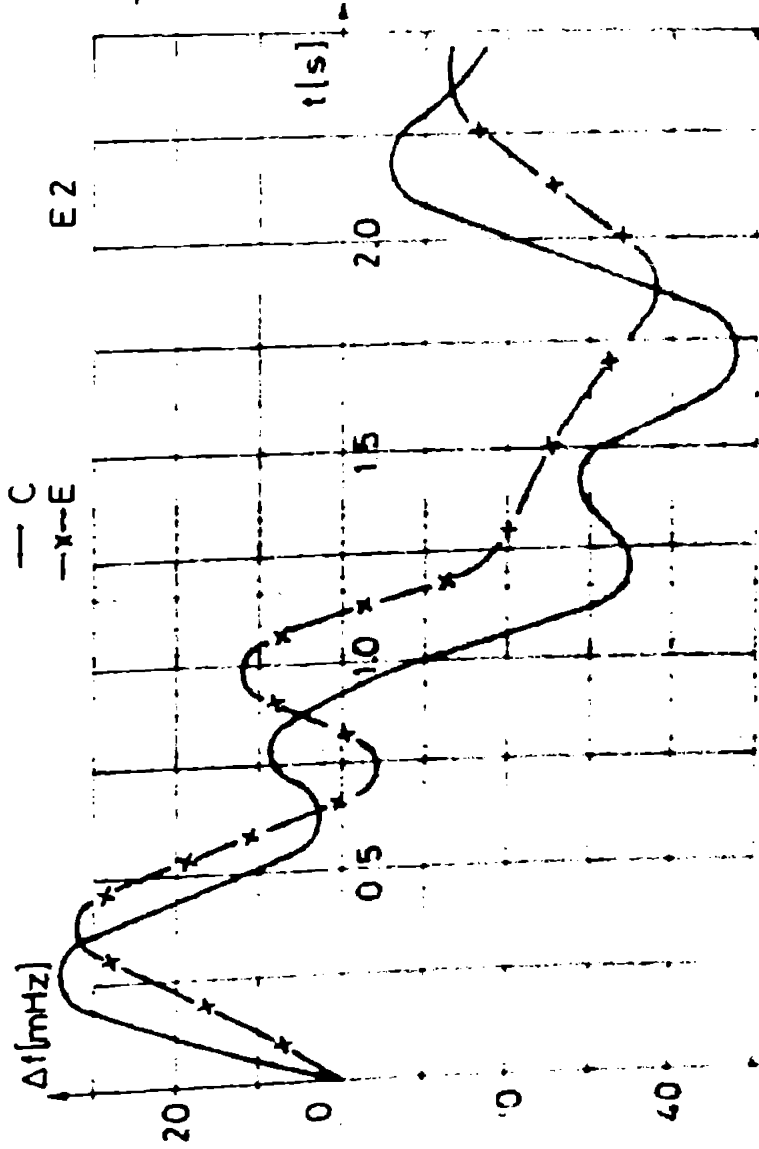
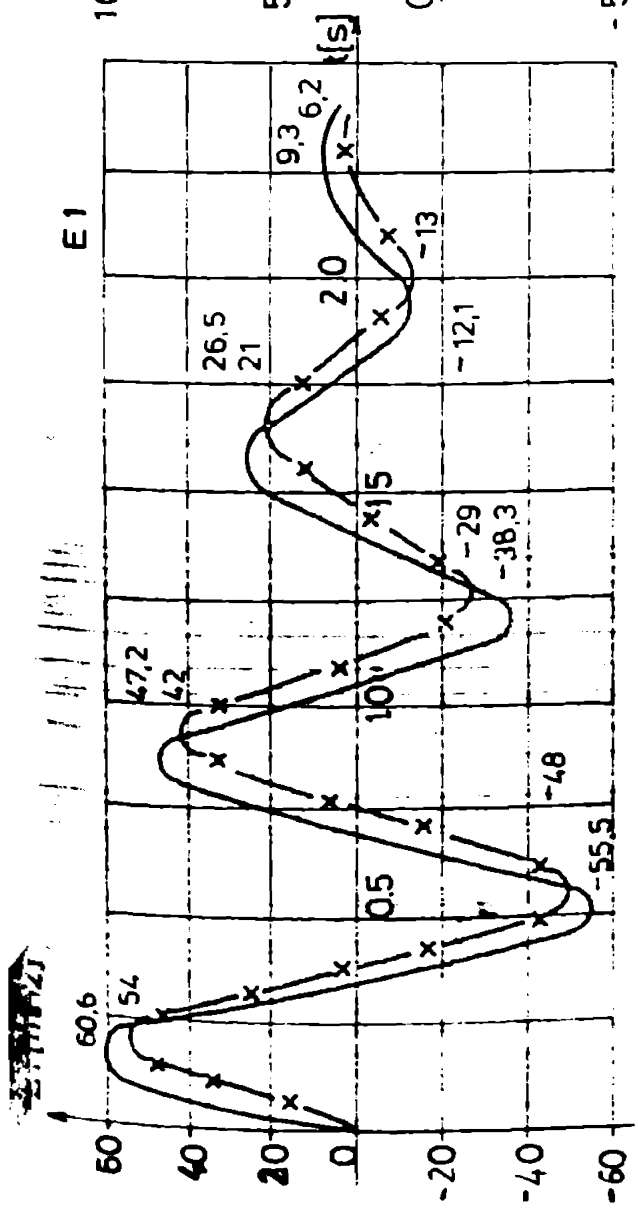


Fig 7 8 Variatia frecventei pentru generatoarele de la Partile de fier

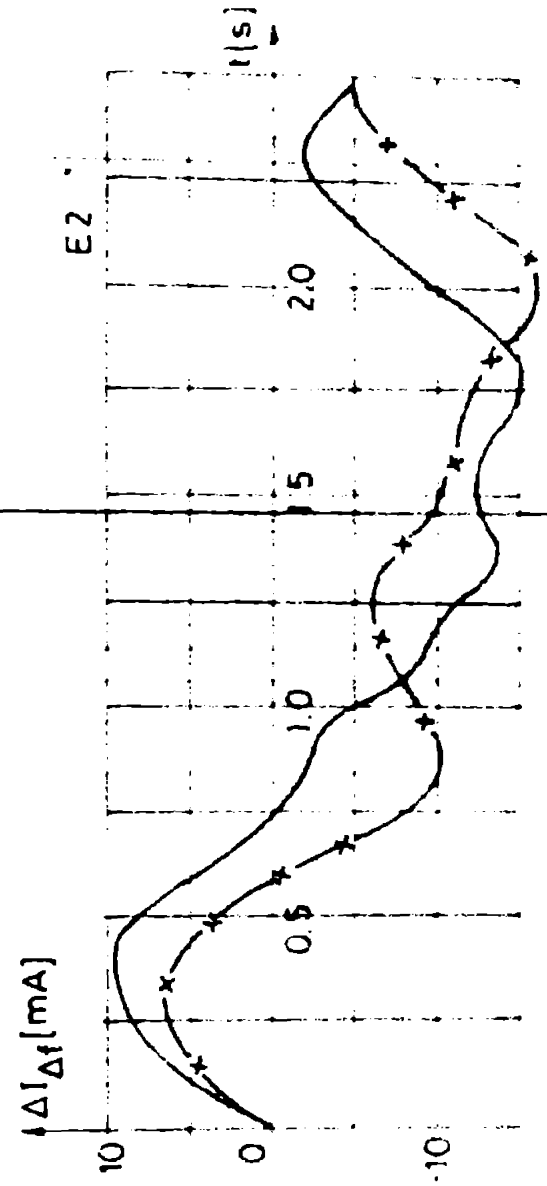
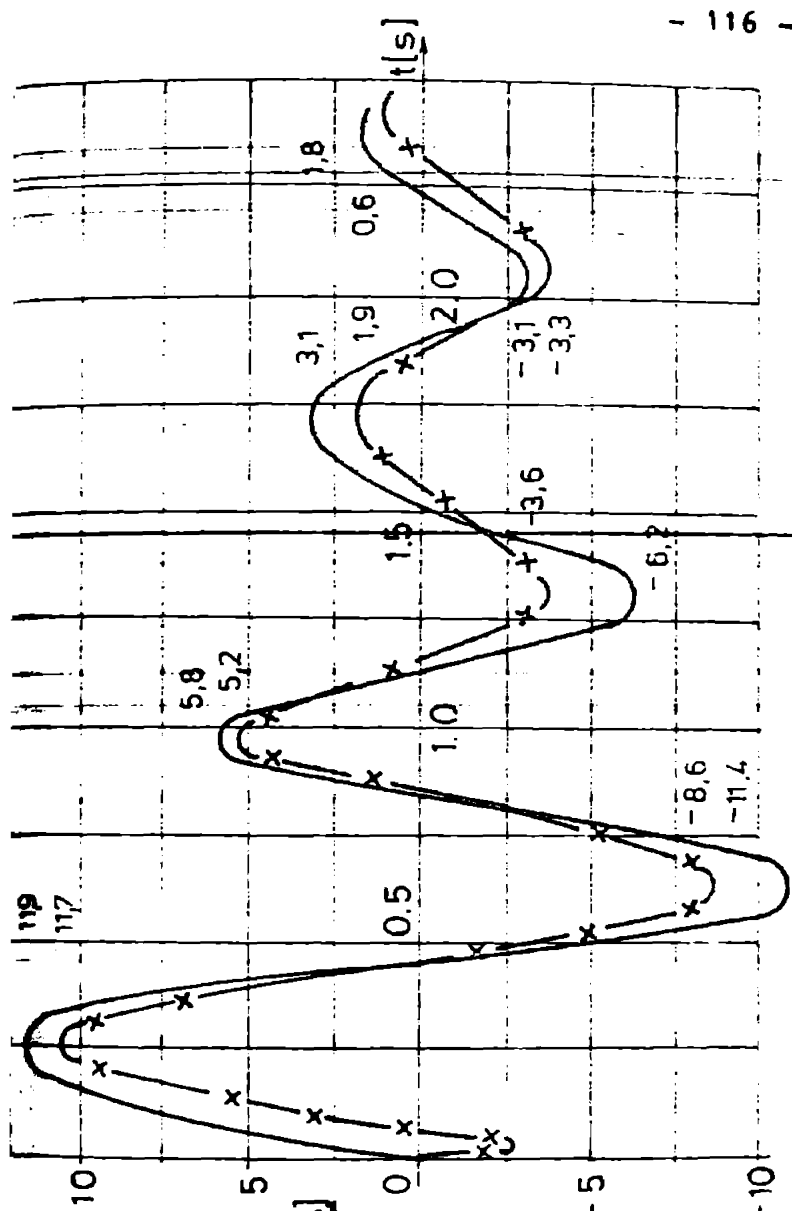


Fig 7 9 Variatia curentului de comandă pe canalul abaterii de frecvență (SRAE Pdf)

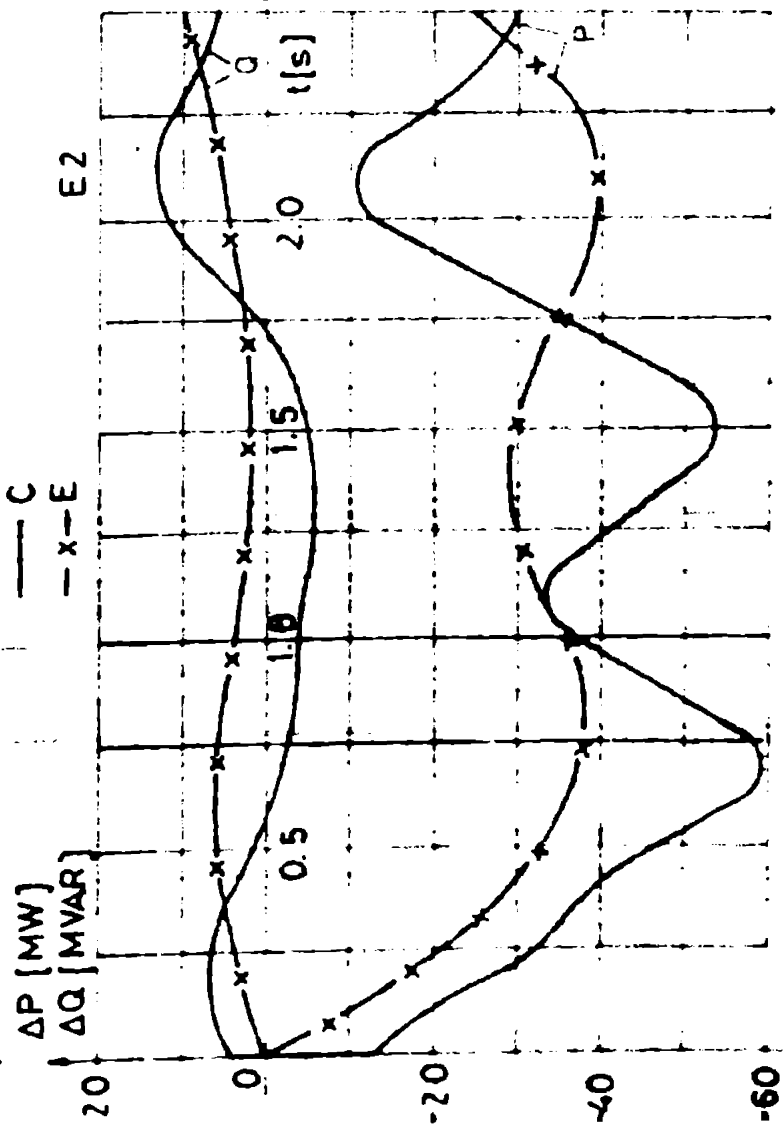
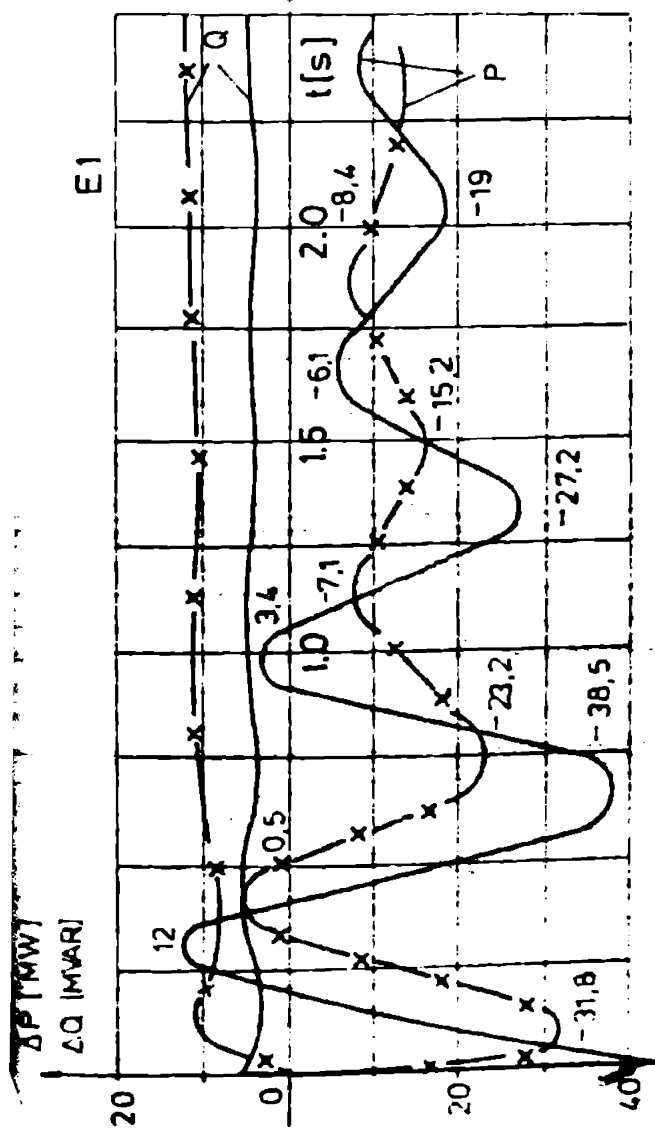


Fig 7.10 Variatia puterii active și reactive pe autotransformatorul de 400 MVA de la Pdf.

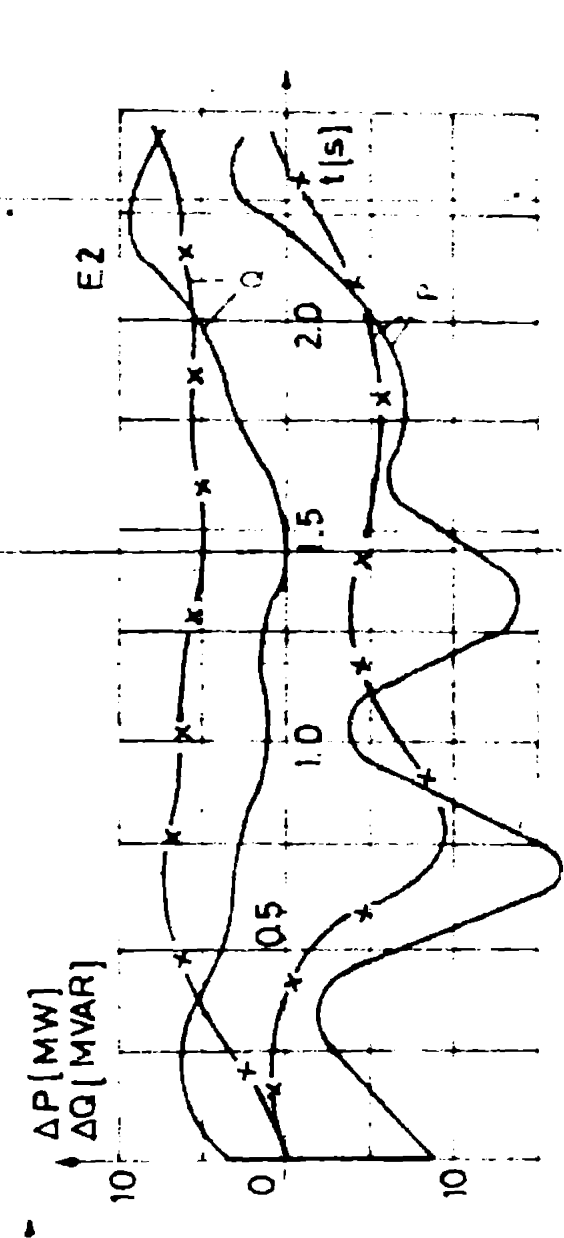
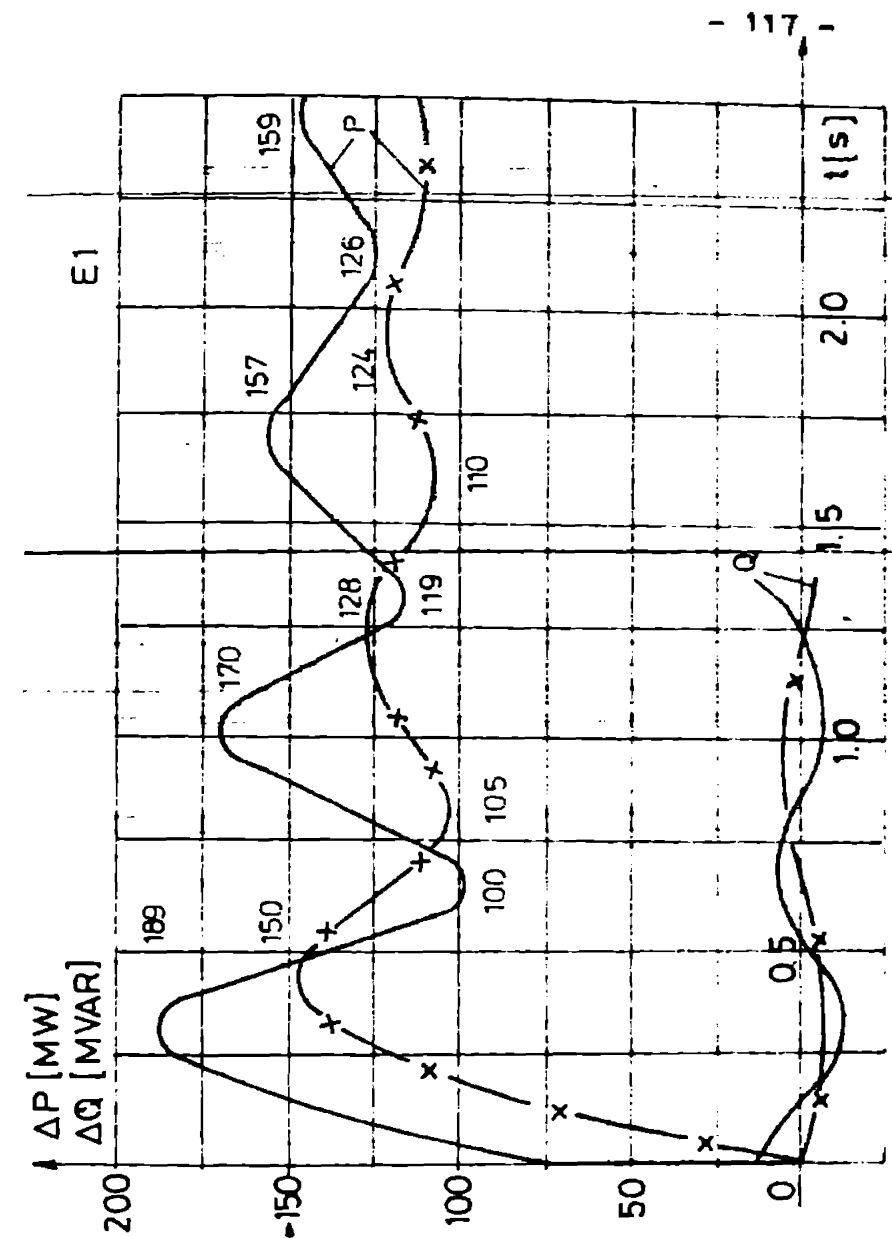


Fig 7.11 Variatia puterii active și reactive pe linia de 400/kV Pdf-Slatina (bara Pdf)

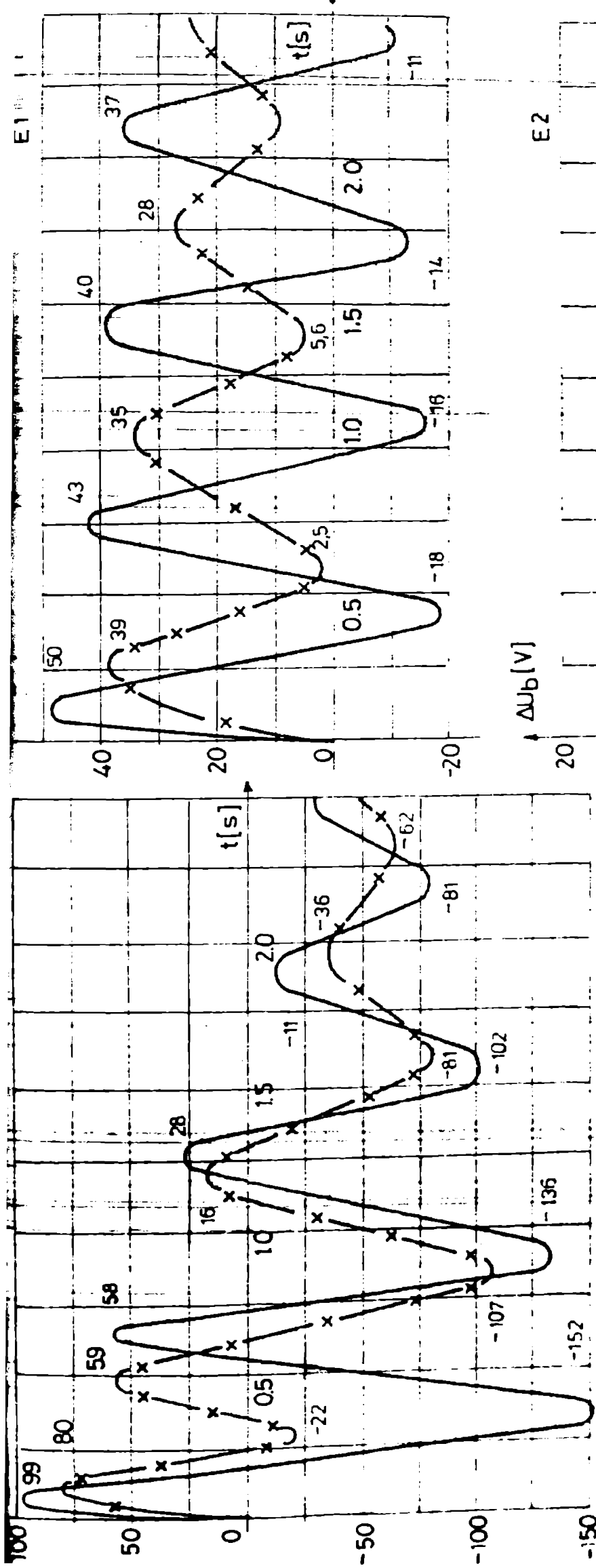


Fig 7.12 Variația tensiunii la borne pentru generatoarele de 200 MW de la Rovinari.

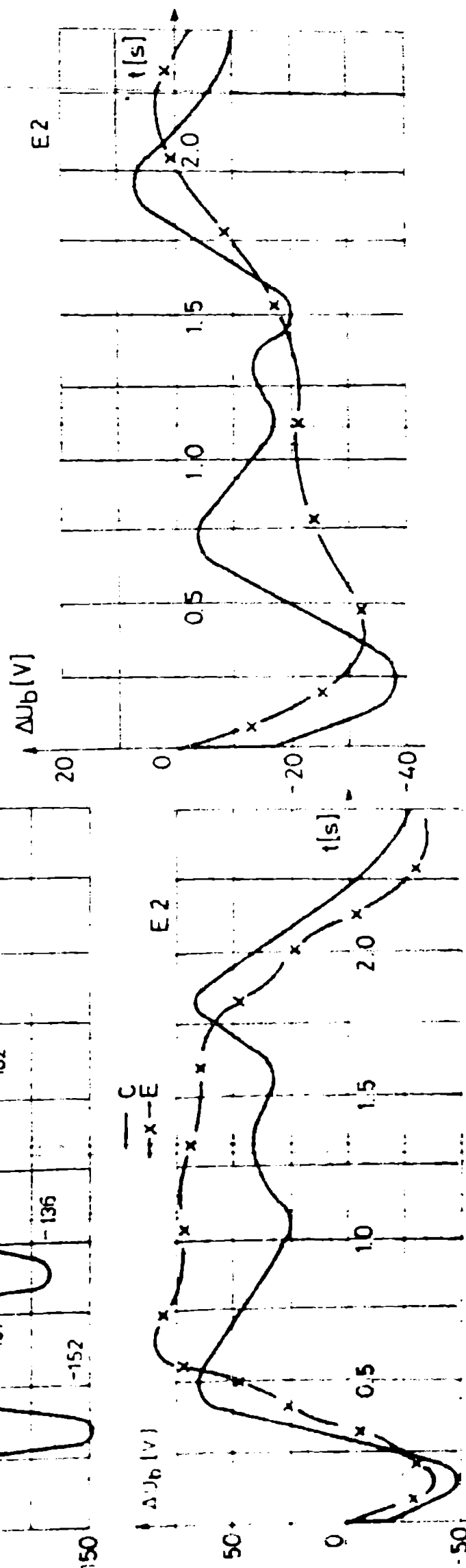


Fig 7.13 Variația tensiunii la borne pentru generatoarele de 330 MW de la Rovinari.

Tabelul 7.3.

Nr. crt.	Marime	Nr oscil.	Natura rezult.	T_I [s]	T_{II} [s]	T_1 [s]	T_{1II} [s]	A_1 [%]	α_1 [s ⁻¹]
1	U _b 7.4.B1	1	calcul	0.610	0.550	0.580	-	-	-
			exper.	0.640	0.600	0.620	-	-	-
		2	calcul	0.650	0.660	0.655	0.637	24.7	0.445
			exper.	0.670	0.680	0.675	0.660	43.0	0.992
		3	calcul	0.670	0.680	0.675	0.665	50.1	1.050
			exper.	0.690	0.710	0.700	0.690	48.6	0.965
Medie	calcul	0.643	0.630	0.637	-	37.4	0.746		
exper.	0.667	0.663	0.665	-	48.3	0.979			
2	1 U 7.2.B1	1	calcul	0.615	0.550	0.580	-	-	-
			exper.	0.640	0.615	0.628	-	-	-
		2	calcul	0.650	0.650	0.650	0.633	30.1	0.566
			exper.	0.660	0.670	0.665	0.655	36.8	0.709
		3	calcul	0.680	0.670	0.675	0.660	42.3	0.833
			exper.	0.680	0.700	0.690	0.680	48.8	0.985
Medie	calcul	0.649	0.623	0.636	-	36.2	0.699		
exper.	0.660	0.662	0.661	-	42.8	0.843			
3	1 U 7.3.B1	1	calcul	0.650	0.410	0.530	-	-	-
			exper.	0.700	0.470	0.585	-	-	-
		2	calcul	0.640	0.660	0.650	0.655	55.7	1.240
			exper.	0.650	0.680	0.665	0.690	71.9	1.840
		3	calcul	0.690	0.670	0.680	0.655	47.4	0.982
			exper.	0.720	0.700	0.710	0.675	64.4	1.230
Medie	calcul	0.660	0.580	0.620	-	51.6	1.110		
exper.	0.690	0.617	0.653	-	68.2	1.690			
Medie 1+2+3			calcul	-	-	0.631	-	41.7	0.852
			exper.	-	-	0.660	-	53.1	1.171
4	AP 7.5.B1	1	calcul	0.660	0.460	0.560	-	-	-
			exper.	0.690	0.490	0.590	-	-	-
		2	calcul	0.700	0.690	0.695	0.675	40.6	0.773
			exper.	0.710	0.700	0.705	0.695	41.6	0.774
		3	calcul	0.710	0.710	0.710	0.705	46.1	0.876
			exper.	0.720	0.720	0.720	0.715	44.4	0.822
Medie	calcul	0.690	0.620	0.655	-	43.4	0.825		
exper.	0.707	0.637	0.672	-	43.0	0.738			
5	U _B 7.6.B1	1	calcul	0.660	0.460	0.560	-	-	-
			exper.	0.700	0.520	0.610	-	-	-
		2	calcul	0.680	0.700	0.670	0.680	43.8	0.849
			exper.	0.720	0.720	0.720	0.710	50.3	0.984
		3	calcul	0.730	0.730	0.730	0.705	47.3	0.908
			exper.	0.750	0.720	0.735	0.720	43.1	0.783
Medie	calcul	0.690	0.630	0.660	-	45.6	0.878		
exper.	0.723	0.653	0.638	-	46.7	0.863			
6	1 B 7.7.B1	1	calcul	0.680	0.620	0.650	-	-	-
			exper.	0.730	0.690	0.710	-	-	-
		2	calcul	0.710	0.690	0.700	0.685	39.9	0.744
			exper.	0.740	0.720	0.730	0.660	41.7	0.745
		3	calcul	0.670	0.610	0.640	0.725	54.8	1.200
			exper.	0.670	0.700	0.685	0.720	66.7	1.530
Medie	calcul	0.687	0.640	0.663	-	47.4	0.873		
exper.	0.713	0.703	0.703	-	54.2	1.140			
Medie 4+5+6			calcul	-	-	0.659	-	45.5	0.892
			exper.	-	-	0.689	-	49.0	0.940

Tabelul 7.3 (continuare)

Nr. crt.	Mărimea	Nr. oscil.	Natura rezult.	T_I [s]	T_{II} [s]	T_{Σ} [s]	$T_{\Sigma R}$ [s]	A_1 [%]	α_1 [s ⁻¹]
7	f 7.8.B1	1	calcul	0.690	0.700	0.695	-	-	-
			exper.	0.720	0.740	0.730	-	-	-
		2	calcul	0.730	0.700	0.715	0.695	26.4	0.440
			exper.	0.690	0.700	0.695	0.710	31.4	0.530
		3	calcul	0.710	0.700	0.705	0.715	54.9	1.110
			exper.	0.730	0.720	0.725	0.705	51.4	1.030
Medie		calcul	0.710	0.700	0.705	-	40.6	0.776	
		exper.	0.713	0.720	0.717	-	41.4	0.777	
8	f 7.8.B1	1	calcul	0.700	0.720	0.710	-	-	-
			exper.	0.700	0.720	0.710	-	-	-
		2	calcul	0.740	0.730	0.735	0.715	48.7	0.934
			exper.	0.740	0.730	0.735	0.715	54.4	1.100
		3	calcul	0.730	0.710	0.720	0.725	56.5	1.150
			exper.	0.750	0.700	0.725	0.725	40.9	0.726
Medie		calcul	0.724	0.720	0.722	-	52.6	1.040	
		exper.	0.730	0.720	0.725	-	47.7	0.913	
Medie 7 + 8			calcul	-	-	0.714	-	46.6	0.903
			exper.	-	-	0.721	-	44.6	0.845
MEDIE GENERALA			calcul	-	-	0.668	-	44.6	0.834
			exper.	-	-	0.690	-	48.6	0.985

Tabelul 7.4

Nr. crt.	Mărimea	Momentul atingerii primului maxim t_{m1} [s]			Valoarea primului maxim Δx_{m1}		
		Calcul	Experiment	Abateră	Calcul	Experiment	Abateră
1	U_b	0.03	0.02	0.01	71.2	63.0	11.5
2	$i_{\Delta U}$	0.04	0.025	0.015	35.8	31.0	13.4
3	$i'_{\Delta U}$	0.01	0.01	0.0	68.9	77.2	-12.0
4	u_{AP}	0.06	0.04	0.02	0.531	0.680	-17.0
5	u_B	0.06	0.04	0.02	32.7	36.3	-11.0
6	i_B	0.08	0.06	0.02	14.8	17.0	-12.9
7	f	0.19	0.21	-0.02	60.6	54.0	-10.9
8	i_{AP}	0.26	0.27	-0.01	11.9	10.7	10.1

de 48,6%, respectiv 0,834 față de 0,985), remarcați că diferența mai accentuată la mărimile legate de U_b (-20-25 %) și mai puțin accentuată la cele legate de u_B (-5-6 %) și frecvență (4-6 %):

f) faptul că amortizarea medie la u_{AP} este doar cu -(1-3)% diferită la calcul față de experiment, iar cea pentru $i_{\Delta U}$ cu -(15-17)% și pentru $i'_{\Delta U}$ cu -(24-30)%, scoate în evidență faptul că sigur pe canalul reacției interne rigide (RIR), la fel ca și cel derivat al frecvență ($i'_{\Delta U}$) amortizarea este mai mare la calcul decât la experiment;

g) analiza figurii 7.3.B.1 și a liniei 3 din tabelul 7.3 sugerează concluzia unei amortizări relativ mai puternice la experiment pe canalele derivate;

h) pentru toate mărimile legate de OS de la Pdf și BRAR, în tabelul 7.4 se prezintă comparativ momentele atingerii vîrfului supraîncălzirii și valoarea acestui vîrf.

remarcându-se o bună concordanță;

i) pentru U_b și f , respectiv $i_{\Delta U}$ și $i_{\Delta f}$, valorile inițiale sînt cu (10-13)% mai mari la calcul decît la experiment, iar pentru u_B , i_B și u_{AP} cu (11-17)% mai mici, ceea ce conduce sigur la concluzia unor maxime supratransitorii experimentale mai mari și la celelalte canale derivate (Δf , Δi_B , RIR);

j) concordanța dintre momentele atingerii primelor maxime este bună, diferențele fiind de ordinul de mărime a (0.01-0.02)s, valorile experimentale fiind în general mai reduse (cu excepția lui f și $i_{\Delta f}$);

k) din fig.7.13.E1 se remarcă acordarea necorespunzătoare a SRAE ca care sînt echipate GS de 130 MW de la Rovinari, confirmată atît de rezultatele calculate, cît și de cele experimentale.

7.4.3. Compararea rezultatelor pentru experimentul E2.

Dintre rezultatele experimentului E2 s-au selectat pentru comparare aceleași mărimi ca și la experimentul E1, variația lor în timp fiind prezentată în figurile 7.2.E2 și 7.13.E2. Perturbația din cadrul experimentului E2 este resimțită mai tîrziu și mai slab de generatoarele din zona Oltenia, mai ales cele de la Pdf (acțiunea SRAE de la Pdf fiind mai "neclară").

Variația unui număr mare de mărimi, atît cea calculată cît și cea înregistrată experimental, este mai puțin oscilantă decît la experimentul E1, perioada medie generală de oscilație fiind mai redusă cu aproximativ 5%. Chiar și pentru cazul unei perturbații de intensitate relativ mai redusă se constată o concordanță satisfăcătoare între rezultatele calculate și cele experimentale. Se remarcă și pentru acest experiment existența unor reglaje acordate necorespunzător, concluzie similară cu cea de la punctul k, paragraful 7.4.2.

7.4.4. Concluzii privind validarea experimentală.

Avînd în vedere ansamblul rezultatelor obținute pentru cele două experimente, atît pentru regimul staționar cînteperturbație, cît și pentru regimurile transitorii, se poate afirma că există o bună concordanță între rezultatele măsurate și înregistrate experimental și cele calculate. Valabilitatea concluziei generale este întărită de dimensiunile și complexitatea sistemului considerat, precum și de faptul că s-au urmărit mărimi de mare finețe din cadrul acestui ansamblu. Gradul de precizie al rezultatelor cantitative este cel puțin de același ordin de mărime cu cel al unor experimente similare prezentate în literatura de specialitate (în număr redus și numai pentru sisteme de dimensiuni mai mici).

Compararea rezultatelor experimentale cu cele calculate, precum și întregul proces de obținere și prelucrare a rezultatelor experimentale, a scos în evidență următoarele aspecte:

a) modelele și parametri utilizați pentru generatoare și sistemele lor de reglare automată, elemente de rețea și consumatori sînt corespunzătoare pentru

scopul propus;

b) programele de calcul elaborate permit analiza comportării în regim dinamic a unor SEE de mari dimensiuni, de ordinul de mărime al STSN;

c) este necesară reconsiderarea valorii unor parametri ai GS, SRA, consumatorilor și elementelor de rețea care influențează amortizarea oscilațiilor (în sensul măririi amortizării, mai ales pe partea reactivă, respectiv a unei ușoare diminuări pe partea activă);

d) diferențele cantitative dintre rezultatele calculate și cele experimentale atestă necesitatea elaborării unui program cuprinzător de determinare experimentală și validare a parametrilor modelelor utilizate pentru toate elementele de sistem, dar mai cu seamă pentru GS și sistemele lor de reglare automată și pentru consumatori, unde datele de catalog prezintă diferențe mari față de cele măsurate, respectiv există un număr foarte redus de date, în vederea obținerii unor baze de date corespunzătoare;

e) deoarece la SEE complexe, având un caracter puternic neliniar, există posibilitatea de a scăpa în calcule unele aspecte semnificative, se impune confruntarea periodică a calculelor cu rezultate înregistrate experimental în sistem, înregistrat, pe componente și porțiuni de sistem, respectiv ansamblul sistemului;

f) pentru ca experimentele să conducă la rezultate utile și concludente, trebuie acordată o mare atenție modului de măsurare și înregistrare a unui număr cât mai mare de mărimi, atât în regimul staționar anteperturbat, cât și în regimul tranzitoriu generat de perturbație;

g) în mod obligatoriu experimentările în sistem trebuie să fie precedate de simulări corespunzătoare pe calculator, în vederea cunoașterii comportării ansamblului sistemului la perturbațiile selectate și stabilirea corectă a scărilor pentru înregistrarea variației mărimilor în regim tranzitoriu.

Capitolul 8

REZULTATE SI CONCLUZII PRIVIND IMBUNATĂȚIREA STABILITĂȚII GENERATOARELOR SINCRONE PRIN SEMNALE SUPLEMENTARE APLICATE LA SISTEMUL DE REGLARE AUTOMATĂ A EXCITĂȚIEI

8.1. Prezentarea sistemului considerat și a bazei de date utilizate.

În cadrul acestui capitol se prezintă rezultatele referitoare la îmbunătățirea stabilității unor grupuri de mare putere din cadrul SREN, obținute prin utilizarea SRAE cu semnale suplimentare, precum și concluziile cu caracter mai general, cu particularizările corespunzătoare pentru sistemul național. Cazurile analizate se referă la trei categorii de grupuri generatoare din cadrul SREN: grupurile de 170 MW de la Porțile de Fier 1, cele de 330 MW de la Turcenii și cele de la Rovinari.

Pentru grupurile de la Pdf s-a considerat modelul nr.3 de SE și SRAE (& 3.1.5.4) realizându-se optimizarea valorii parametrilor reglabili de pe canalul principal al abaterii de tensiune și a celor de pe canalele de semnale suplimentare. Pentru grupurile de 330 MW de la Rovinari și Turcenii s-a considerat modelul nr.4 de SE și SRAE (& 3.1.5.5), realizându-se un studiu similar de optimizare. Se menționează faptul că grupurile de la Pdf sînt echipate la ora actuală cu regulatoare de tipul considerat, recomandîndu-se doar valorile optime ale parametrilor reglabili. Pentru grupurile de 330 MW se argumentează oportunitatea utilizării unor SRAE cu semnale suplimentare în locul celor cu care funcționează la ora actuală, indicîndu-se gama de valori optime pentru parametri.

Din motive de spațiu, în lucrare se prezintă relativ detaliat doar rezultatele obținute pentru un regim de tip maxim seară iarnă al SREN, celelalte fiind numai menționate în final, în măsura în care regimul de funcționare și încărcarea grupurilor au o influență semnificativă. Pentru regimul analizat schema cuprindînd rețeaua de 220 și 400 kV în totalitate, GS fiind introduse la nivel de medie tensiune, împreună cu transformatoarele bloc și autotransformatoarele corespunzătoare /294/. Rezultă un total de 107 noduri, dintre care 39 sînt prevăzute cu GS, respectiv 136 elemente de rețea (39 transformatoare, 27 autotransformatoare, 70 linii electrice). Sistemele exterioare s-au modelat prin 10 noduri și 14 elemente de rețea.

În tabelul 8.1 se prezintă principalele caracteristici și parametrii pentru cele 39 de grupuri generatoare și SRA corespunzătoare, baza de date creată cu programele prezentate în capitolul 6 cuprînd și o serie de alte elemente. În tabelul 8.2 se prezintă puterile consumate și unele detalii despre modelizarea consumatorilor, precum și modulul și faza tensiunii nodurilor (determinată din circulația de puteri pentru regimul staționar anteperturbat). Topologia sistemului și parametrii elementelor de rețea, precum și circulația de puteri pe laturi, constituie obiectul tabelului 8.3.

În tabelele 8.1, 8.2, 8.3 sînt precizate și modelele adoptate pentru GS, SRAE, SRAV și consumatori, în concordanță cu principiile generale și elementele de detaliu care au constituit obiectul capitolelor 2, 3 și 4.

Tabelul 3.1

Nr. crt.	Nume nod	Mod gen	Nr. gen	P_n /MW/	U_n /kV/	cos ϕ	P_s /MW/	Q_g /MVAR/	L_{dd} /μm/	L_{sh} /μm/	L_c /μm/	L_d /μm/	L_{qq} /μm/
1	PDF 15	1	6	171.0	15.75	0.90	1020.	296.2	1332	0.957	0.350	0.260	0.700
2	DJERDAP	1	2	171.0	15.75	0.90	340.0	100.7	1332	0.957	0.350	0.260	0.700
3	ROVIN 24	1	3	330.0	24.00	0.85	990.0	468.0	2247	2.103	0.288	0.200	2.247
4	ROVIN 15	2	2	200.0	15.75	0.85	400.0	62.33	1792	1.637	0.310	0.232	1.792
5	TURC 24	1	4	330.0	24.00	0.85	1323.	210.4	2247	2.103	0.288	0.200	2.247
6	ISAL 24A	1	1	315.0	24.00	0.85	315.0	158.5	2691	2.501	0.380	0.260	2.691
7	ISAL 24B	1	1	315.0	24.00	0.85	315.0	158.5	2691	2.501	0.380	0.250	2.691
8	ISAA 100	3	1	100.0	13.80	0.80	93.00	51.81	1950	1.845	0.210	0.152	1.950
9	ISAB 100	3	1	100.0	13.80	0.80	100.0	36.18	1950	1.845	0.210	0.152	1.950
10	ISAA 50	3	1	50.00	10.50	0.80	47.00	30.26	1733	1.637	0.191	0.125	1.733
11	ISAB 50	3	2	50.00	10.50	0.80	100.0	34.02	1733	1.637	0.191	0.125	1.733
12	PARO 150	3	1	150.0	15.75	0.85	135.0	8.773	1950	1.810	0.280	0.190	1.950
13	MINT 15	2	4	210.0	15.75	0.85	790.0	458.6	2420	2.295	0.250	0.170	2.420
14	LUDU 200	2	2	200.0	15.75	0.85	386.0	130.1	1792	1.657	0.270	0.190	1.792
15	LOTRU 15	2	3	170.0	15.75	0.90	461.6	54.78	1210	1.051	0.318	0.220	0.680
16	BUCS 15A	2	1	125.0	13.80	0.80	100.0	68.36	2662	2.520	0.284	0.167	2.662
17	BUCS 15B	2	1	125.0	13.80	0.80	100.0	69.36	2662	2.520	0.283	0.167	2.662
18	BUCSA 60	3	1	60.00	10.50	0.80	60.00	40.00	2182	2.044	0.271	0.176	2.180
19	BUCSB100	3	1	100.0	10.50	0.85	100.0	69.60	1812	1.671	0.282	0.182	1.812
20	BUCV 125	2	2	125.0	13.80	0.80	250.0	22.28	2662	2.520	0.284	0.167	2.662
21	BRAZ 105	3	2	105.0	10.50	0.85	200.0	89.12	1907	1.768	0.278	0.192	1.907
22	BRAZ 60	3	6	60.00	6.300	0.80	200.0	113.9	2000	1.879	0.242	0.157	2.000
23	DOIC 200	3	1	200.0	15.75	0.85	200.0	122.0	1790	1.635	0.310	0.232	1.790
24	AREP 10	3	2	55.00	10.50	0.90	105.0	39.75	1250	1.145	0.210	0.160	1.090
25	GOVO 50	3	3	50.00	10.50	0.80	150.0	130.0	1657	1.540	0.217	0.146	1.857
26	LUDU 100	3	2	100.0	13.80	0.80	193.0	77.18	1950	1.845	0.210	0.152	1.950
27	GALA 105	3	2	105.0	10.50	0.85	214.0	153.6	1812	1.671	0.282	0.182	1.812
28	HRAI 24	3	1	330.0	24.00	0.85	330.0	175.3	2070	1.926	0.288	0.200	2.070
29	HRAI 15A	3	1	210.0	15.75	0.85	195.0	69.39	2200	2.075	0.250	0.180	2.200
30	HRAI 15B	3	1	210.0	15.75	0.85	195.0	69.39	2200	2.075	0.250	0.180	2.200
31	BORZ 60	3	4	60.00	10.50	0.80	190.0	39.14	1661	1.553	0.216	0.146	1.661
32	BORZ 15A	3	1	200.0	15.75	0.85	157.5	24.02	1880	1.742	0.274	0.191	1.880
33	BORZ 15B	3	1	200.0	15.75	0.85	157.5	24.02	1880	1.742	0.274	0.191	1.880
34	SING 100	3	1	100.0	10.50	0.80	95.00	66.00	2080	1.978	0.205	0.142	2.080
35	BICAZ 50	3	1	55.00	10.50	1.00	50.00	0.000	0637	0.527	0.220	0.175	0.500
36	BICAZ 27	3	4	27.50	10.50	0.85	104.0	68.10	1200	1.090	0.220	0.190	0.850
37	EXTER 1	3	1	5000.	24.00	0.90	4330.	1661.	2247	2.103	0.288	0.200	2.247
38	EXTER 2	3	1	4000.	24.00	0.90	3015.	1448.	2247	2.103	0.288	0.200	2.247
39	EXTER 3	3	1	7500.	24.00	0.90	6475.	3568.	2247	2.103	0.288	0.200	2.247

Tabelul 3.1 (continuare)

Nr. crt.	L_{qh} /μm/	L_q^u /μm/	$R10^2$ /μm/	$Rg10^3$ /μm/	T_{d0} /s/	T_{d0}^u /s/	T_d /s/	T_d^u /s/	T_p /s/	T_{q0} /s/	T_q^u /s/	T_I /s/
1	0.525	0.188	0.809	0.591	6.500	0.079	1.967	0.0600	0.0395	0.400	0.1077	6.800
2	0.525	0.188	0.809	0.591	6.500	0.079	1.967	0.0600	0.0395	0.400	0.1077	6.800
3	2.102	0.188	0.809	1.230	6.200	0.040	0.761	0.0290	0.0165	0.600	0.0502	6.100
4	1.657	0.190	0.753	1.026	5.750	0.028	0.977	0.0213	0.0143	0.600	0.0636	6.660
5	2.102	0.100	0.809	1.230	6.200	0.040	0.761	0.0290	0.0165	0.600	0.0502	6.100
6	2.501	0.234	0.877	1.667	5.500	0.040	0.742	0.0286	0.0157	0.600	0.0541	6.600
7	2.501	0.234	0.877	1.667	5.500	0.040	0.742	0.0286	0.0157	0.600	0.0541	6.600
8	1.845	0.143	1.000	0.908	7.200	0.035	0.748	0.0262	0.0164	0.750	0.0550	7.950
9	1.845	0.143	1.000	0.908	7.200	0.035	0.748	0.0262	0.0164	0.750	0.0550	7.950
10	1.637	0.129	1.247	0.941	6.000	0.025	0.637	0.0170	0.0081	0.600	0.0448	6.400
11	1.637	0.126	1.247	0.941	6.000	0.025	0.637	0.0170	0.0081	0.600	0.0448	6.400
12	1.810	0.178	1.000	1.101	6.000	0.040	0.826	0.0282	0.0151	0.600	0.0548	7.580
13	2.295	0.172	0.822	1.174	7.000	0.035	0.691	0.0249	0.0134	0.650	0.0463	6.340
14	1.657	0.170	0.752	0.941	6.500	0.028	0.927	0.0211	0.0118	0.600	0.0569	5.770
15	0.521	0.172	0.822	0.635	6.500	0.080	1.651	0.0373	0.0321	0.400	0.1013	5.950
16	2.520	0.194	1.099	1.510	6.000	0.025	0.611	0.0154	0.0047	0.600	0.0437	7.950
17	2.520	0.194	1.099	1.510	6.000	0.025	0.611	0.0154	0.0047	0.600	0.0437	7.950
18	2.044	0.176	1.438	1.214	6.000	0.025	0.722	0.0168	0.0079	0.600	0.0490	6.660
19	1.671	0.176	0.996	0.845	7.200	0.040	1.083	0.0287	0.0122	0.600	0.0584	7.900

Tabelul 8.1 (continuare)

Nr. crt	L_{gh} /uM/	L_q /uM/	$R10^2$ /uM/	R_{E10^3} /uM/	T_{do} /s/	T_{do} /s/	T_d /s/	T_d /s/	T_D /s/	T_{D0} /s/	T_G /s/	T_I /s/
20	2.520	0.194	1.099	1.510	6.000	0.025	0.611	0.0154	0.0047	0.600	0.0437	7.950
21	1.788	0.176	1.029	1.059	6.000	0.030	0.850	0.0213	0.0119	0.600	0.0554	8.300
22	1.879	0.160	1.500	0.573	5.850	0.050	1.367	0.0335	0.0154	0.600	0.0636	6.660
23	1.635	0.190	0.752	1.025	5.750	0.028	0.978	0.0213	0.0145	0.600	0.0636	6.660
24	0.965	0.126	1.000	0.698	6.000	0.050	0.977	0.0293	0.0273	0.350	0.0405	7.800
25	1.548	0.141	1.094	1.175	4.813	0.032	0.801	0.0225	0.0118	0.600	0.0510	5.400
26	1.845	0.143	1.000	0.908	7.200	0.035	0.748	0.0262	0.0164	0.750	0.0550	7.950
27	1.671	0.176	0.997	0.845	7.200	0.040	1.083	0.0267	0.0122	0.600	0.0584	7.900
28	1.926	0.185	0.745	1.128	6.200	0.040	0.829	0.0288	0.0164	0.600	0.0534	6.100
29	2.075	0.168	0.748	1.053	7.000	0.035	0.768	0.0261	0.0161	0.650	0.0496	6.700
30	2.075	0.168	0.748	1.053	7.000	0.035	0.768	0.0261	0.0161	0.650	0.0496	6.700
31	1.553	0.141	1.245	0.931	6.000	0.032	0.752	0.0224	0.0118	0.600	0.0507	6.680
32	1.742	0.174	0.752	0.899	7.000	0.040	0.992	0.0287	0.0163	0.650	0.0602	6.700
33	1.742	0.174	0.752	0.899	7.000	0.040	0.992	0.0287	0.0163	0.650	0.0602	6.700
34	1.978	0.143	1.067	1.000	7.000	0.030	0.864	0.0216	0.0122	0.650	0.0447	7.950
35	0.390	0.120	1.249	0.362	6.000	0.090	2.035	0.0729	0.0545	0.370	0.0886	9.650
36	0.740	0.127	1.200	0.729	5.500	0.080	0.981	0.0710	0.0604	0.300	0.0447	9.500
37	2.103	0.138	0.809	1.230	6.200	0.040	0.761	0.0290	0.0165	0.600	0.0502	6.100
38	2.103	0.188	0.809	1.230	6.200	0.040	0.761	0.0290	0.0165	0.600	0.0502	6.100
39	2.103	0.188	0.809	1.230	6.200	0.040	0.761	0.0290	0.0165	0.600	0.0502	6.100

Tabelul 8.2

Nr. crt	Nume nod Model cons	P_c /MW/	Q_c /MVAR/	U /kV/	β /grad/	K_a	K_s	K_z	Tip SRA	K_{SRA} /ur/	$Tu1$ /s/	$Tu2$ /s/	Tud /s/	Tg /s/	
1	PDF 15	3	8.000	6.000	16.031	30.58	1.0	0.0	0.0	3-3	-	-	-	-	
2	DJERDAP	2	140.0	98.00	15.726	25.22	0.5	0.0	0.5	3-3	-	-	-	-	
3	ROVIN 24	3	90.00	60.00	25.254	30.62	1.0	0.0	0.0	2-2	-	-	-	-	
4	ROVIN 15	3	40.00	25.00	14.988	28.02	1.0	0.0	0.0	2-2	-	-	-	-	
5	TURC 24	3	120.0	85.00	25.252	29.00	1.0	0.0	0.0	2-2	-	-	-	-	
6	ISAL 24A	3	11.40	8.500	24.043	26.28	1.0	0.0	0.0	2-2	-	-	-	-	
7	ISAL 24B	3	11.40	8.500	24.043	26.30	1.0	0.0	0.0	2-2	-	-	-	-	
8	ISAA 100	3	3.600	2.700	13.682	25.58	1.0	0.0	0.0	1-1	6.00	0.4	0.00	0.0	0.50
9	ISAB 100	3	3.600	2.700	13.543	25.69	1.0	0.0	0.0	1-1	6.00	0.4	0.00	0.0	0.50
10	ISAA 50	3	1.800	1.350	10.393	24.53	1.0	0.0	0.0	1-1	6.00	0.4	0.00	0.0	0.50
11	ISAB 50	3	3.600	2.700	10.746	24.52	1.0	0.0	0.0	1-1	6.00	0.4	0.00	0.0	0.50
12	PARO 150	3	15.00	11.25	17.927	18.00	1.0	0.0	0.0	1-1	5.90	1.1	0.00	0.0	0.45
13	MINT 15	3	80.00	60.00	16.008	16.28	1.0	0.0	0.0	2-1	6.12	0.5	0.35	2.2	0.00
14	LUDU 200	3	20.00	15.00	15.987	8.330	1.0	0.0	0.0	2-1	6.12	0.5	0.35	2.2	0.00
15	LOTRU 15	3	5.000	3.750	15.749	24.58	1.0	0.0	0.0	1-1	7.80	.03	0.00	0.0	0.45
16	BUCS 15A	3	5.000	3.750	13.960	7.360	1.0	0.0	0.0	1-1	5.90	1.1	0.00	0.0	0.45
17	BUCS 15B	3	5.000	3.750	14.019	7.770	1.0	0.0	0.0	1-1	5.90	1.1	0.00	0.0	0.45
18	BUCSA 60	3	3.000	2.200	10.566	0.780	1.0	0.0	0.0	1-1	5.90	1.1	0.00	0.0	0.45
19	BUCSB100	3	5.000	3.750	10.531	4.240	1.0	0.0	0.0	1-1	5.90	1.1	0.00	0.0	0.45
20	BUVY 125	3	7.500	5.600	14.094	10.28	1.0	0.0	0.0	1-1	5.90	1.1	0.00	0.0	0.45
21	BRAZ 105	3	10.50	7.800	10.496	5.640	1.0	0.0	0.0	1-1	5.90	1.1	0.00	0.0	0.45
22	BRAZ 60	3	11.00	8.250	6.2730	6.470	1.0	0.0	0.0	1-1	5.90	1.1	0.00	0.0	0.45
23	DOIC 200	3	14.00	10.50	15.015	10.20	1.0	0.0	0.0	1-1	5.90	1.1	0.00	0.0	0.45
24	GOVO 50	3	7.500	5.600	10.476	15.52	1.0	0.0	0.0	1-1	6.00	0.2	0.00	0.0	0.20
25	AREP 10	4	2.200	1.600	10.560	11.13	0.0	0.0	1.0	1-1	6.00	0.2	0.00	0.0	0.20
26	LUDU 100	3	10.00	7.500	14.137	9.100	1.0	0.0	0.0	1-1	6.12	0.5	0.35	2.2	0.00
27	GALA 105	3	24.00	18.00	10.490	3.380	1.0	0.0	0.0	1-1	5.90	1.1	0.00	0.0	0.45
28	BRAI 24	3	20.00	15.70	24.054	7.150	1.0	0.0	0.0	2-2	-	-	-	-	
29	BRAI 15A	3	15.00	10.14	15.647	7.020	1.0	0.0	0.0	2-1	6.12	0.5	0.35	2.2	0.00
30	BRAI 15B	3	15.00	10.14	15.647	7.020	1.0	0.0	0.0	2-1	6.12	0.5	0.35	2.2	0.00
31	BORZ 60	3	16.80	12.60	10.408	2.710	1.0	0.0	0.0	1-1	5.90	1.1	0.00	0.0	0.45
32	BORZ 15A	3	12.50	9.500	15.532	1.910	1.0	0.0	0.0	2-1	6.12	0.5	0.35	2.2	0.00
33	BORZ 15B	3	12.50	9.500	15.532	1.910	1.0	0.0	0.0	2-1	6.12	0.5	0.35	2.2	0.00
34	STNG 100	3	5.000	4.000	10.478	4.580	1.0	0.0	0.0	1-1	6.00	0.2	0.00	0.0	0.20
35	BICAZ 50	4	1.000	0.750	10.431	-3.40	0.0	0.0	1.0	1-1	6.00	0.2	0.00	0.0	0.20
36	BICAZ 27	4	2.000	1.600	10.378	-5.76	0.0	0.0	1.0	1-1	6.00	0.2	0.00	0.0	0.20

Tabelul 3.2 (continuare)

Nr. crt	Nume nod Model cons	P _c /MW/	Q _c /MVAR/	U /kV/	β /grad/	K ₈	K ₉	K _z	Tip SRA	K _{SRAR} /ur/	T _{u1} /s/	T _{u2} /s/	T _{u3} /s/	T _E /s/
37	EXTER 1	0	0.000	26.839	1.350	0.0	0.0	0.0	1-1	6.00	0.2	0.00	0.0	0.20
38	EXTER 2	0	0.000	25.797	2.440	0.0	0.0	0.0	1-1	6.00	0.2	0.00	0.0	0.20
39	EXTER 3	0	0.000	25.747	13.82	0.0	0.0	0.0	1-1	6.00	0.2	0.00	0.0	0.20
40	PDF 220	1	247.4	80.68	240.69	25.34	0.4	0.2	0.4	-	-	-	-	-
41	PDF 400	0	0.000	0.000	419.31	24.44	0.0	0.0	0.0	-	-	-	-	-
42	ROVI 400	4	0.000	100.0	422.71	24.32	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-
43	ROVI 220	1	140.4	20.91	240.00	23.09	0.5	0.3	0.2	-	-	-	-	-
44	TURC 400	4	0.000	100.0	418.02	22.89	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-
45	SLAT 400	0	0.000	0.000	410.48	18.68	0.0	0.0	0.0	-	-	-	-	-
46	ISA 110A	1	130.1	59.56	120.32	20.23	0.4	0.2	0.4	-	-	-	-	-
47	ISA 220A	0	0.000	0.000	237.99	20.10	0.0	0.0	0.0	-	-	-	-	-
48	ISA 110B	1	197.7	45.80	121.06	19.90	0.4	0.2	0.4	-	-	-	-	-
49	ISA 220B	0	0.000	0.000	237.99	20.12	0.0	0.0	0.0	-	-	-	-	-
50	CRAI 220	1	98.10	92.18	236.19	19.31	0.5	0.2	0.3	-	-	-	-	-
51	GIUR 220	1	215.6	46.53	228.60	2.610	0.5	0.2	0.3	-	-	-	-	-
52	SLA 220A	2	296.4	145.8	231.95	17.27	0.3	0.0	0.7	-	-	-	-	-
53	SLA 220B	2	237.6	137.2	232.42	17.69	0.3	0.0	0.7	-	-	-	-	-
54	PARO 110	2	145.5	34.19	120.98	14.01	0.6	0.0	0.4	-	-	-	-	-
55	PARO 220	2	57.70	17.28	230.07	14.77	0.3	0.0	0.7	-	-	-	-	-
56	HASD 220	2	209.6	152.5	232.29	10.34	0.4	0.0	0.6	-	-	-	-	-
57	MINT 220	2	171.4	95.29	235.91	10.93	0.5	0.0	0.5	-	-	-	-	-
58	MINT 400	0	0.000	0.000	413.74	10.04	0.0	0.0	0.0	-	-	-	-	-
59	RESI 220	2	344.0	84.73	220.65	8.790	0.6	0.0	0.4	-	-	-	-	-
60	TIMI 220	2	187.6	2.800	221.86	4.100	0.5	0.0	0.5	-	-	-	-	-
61	ARAD 220	2	294.4	74.95	221.28	1.600	0.5	0.0	0.5	-	-	-	-	-
62	BUKV 110	1	413.7	116.6	120.33	5.020	0.3	0.1	0.6	-	-	-	-	-
63	BUKV 400	4	22.20	4.350	405.82	7.430	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-
64	BUCS110A	1	257.8	54.24	119.58	-2.89	0.3	0.1	0.6	-	-	-	-	-
65	BUCS220A	1	64.90	2.050	232.64	2.890	0.4	0.3	0.3	-	-	-	-	-
66	BUCS110B	1	225.4	64.48	121.09	-0.35	0.3	0.1	0.6	-	-	-	-	-
67	BUCS220B	1	82.60	4.450	233.42	3.330	0.4	0.3	0.3	-	-	-	-	-
68	BUCS 400	1	140.3	34.85	406.03	6.620	0.5	0.2	0.3	-	-	-	-	-
69	PITE 400	0	0.000	0.000	412.39	10.12	0.0	0.0	0.0	-	-	-	-	-
70	PITE 220	2	71.20	50.54	236.35	7.060	0.5	0.0	0.5	-	-	-	-	-
71	TIRG 220	2	154.4	46.67	235.16	4.310	0.3	0.0	0.7	-	-	-	-	-
72	BRAZ 110	2	278.1	74.17	121.50	2.450	0.7	0.0	0.3	-	-	-	-	-
73	BRAZ 220	2	480.0	151.5	230.05	1.060	0.6	0.0	0.4	-	-	-	-	-
74	AREP 220	2	50.10	21.76	239.86	8.800	0.3	0.0	0.7	-	-	-	-	-
75	GOVO 110	2	70.10	94.24	120.34	11.09	0.6	0.0	0.4	-	-	-	-	-
76	GOVO 220	0	0.000	0.000	239.32	8.950	0.0	0.0	0.0	-	-	-	-	-
77	LOTR 220	0	0.000	0.000	240.05	19.29	0.0	0.0	0.0	-	-	-	-	-
78	SIBI 220	2	273.2	71.96	235.81	10.55	0.5	0.0	0.5	-	-	-	-	-
79	SIBI 400	0	0.000	0.000	414.47	9.210	0.0	0.0	0.0	-	-	-	-	-
80	BRAS 400	2	469.5	129.4	410.47	4.400	0.5	0.0	0.5	-	-	-	-	-
81	LUDU 110	2	169.3	50.69	120.54	4.300	0.6	0.0	0.4	-	-	-	-	-
82	LUDU 220	2	180.8	59.18	239.96	3.920	0.5	0.0	0.5	-	-	-	-	-
83	LUDU 400	0	0.000	0.000	417.14	5.400	0.0	0.0	0.0	-	-	-	-	-
84	SING 220	4	197.3	94.04	234.03	-0.46	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-
85	AIUL 220	4	11.20	14.00	232.73	6.120	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-
86	CLUJ 220	4	43.20	20.14	234.96	1.980	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-
87	SEIN 400	0	0.000	0.000	417.25	1.080	0.0	0.0	0.0	-	-	-	-	-
88	SEIN 220	4	31.80	-12.3	238.02	-1.64	0.0	0.0	0.0	-	-	-	-	-
89	BAIA 220	4	292.0	64.25	235.26	-2.86	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-
90	BRAI 400	2	450.5	67.97	420.00	1.220	0.5	0.0	0.5	-	-	-	-	-
91	BRAI 220	2	181.0	71.14	240.04	1.420	0.5	0.0	0.5	-	-	-	-	-
92	GALA 110	2	225.5	136.6	120.35	-0.74	0.7	0.0	0.3	-	-	-	-	-
93	GALA 220	2	107.9	39.10	236.45	-0.49	0.5	0.0	0.5	-	-	-	-	-
94	BORZ 110	2	272.9	64.23	121.29	-3.19	0.4	0.0	0.6	-	-	-	-	-
95	BORZ 220	4	90.70	27.62	240.00	-1.80	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-
96	BORZ 400	4	81.60	25.76	415.60	-0.70	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-

Tabelul 3.2 (continuare)

Nr. crt	Nume nod Model cons	P _c /MW/	Q _c /MVAR/	U /kV/	β /°/	K _a	K _g	K _z							
97	SUCE 400	4 27.30	5.680	417.04	-5.66	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-	-	-
98	SUCE 220	4 185.3	-4.04	240.05	-8.54	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-	-	-
99	BICA 110	4 224.2	53.11	121.02	-9.22	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-	-	-
100	BICA 220	4 123.5	20.54	232.60	-7.09	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-	-	-
101	IASI 220	4 162.8	30.80	235.97	-8.62	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-	-	-
102	SAIO 400	4 3365.	1902.	417.25	-1.42	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-	-	-
103	SAIO 220	4 4419.	1328.	240.10	-2.71	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-	-	-
104	SZOL 220	4 123.3	30.03	229.16	-5.22	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-	-	-
105	MUKA 220	4 115.3	262.8	237.77	-1.45	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-	-	-
106	MUKA 400	4 209.7	-145.	416.30	-0.52	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-	-	-
107	BURS 400	4 5687.	3931.	416.36	10.45	0.0	0.0	1.0	-	-	-	-	-	-	-

Tabelul 3.3

Nr. crt	Latura	R /Ω/	X /Ω/	G /mS/	B /mS/	K _{tr}	P _{intr} /MW/	Q _{intr} /MVAR/	P _{ies} /MW/	Q _{ies} /MVAR/	Tip elem
1	1- 40	0.133	5.394	7.684	-58.44	15.36	1012.0	290.20	1009.6	135.10	T
2	8- 46	0.000	15.31	0.000	0.000	9.206	89.400	49.110	89.400	38.740	T
3	6- 47	0.455	21.34	1.874	-14.91	10.39	303.60	150.00	302.55	109.20	T
4	7- 49	0.455	21.34	1.874	-14.91	10.39	303.60	150.00	302.55	109.20	T
5	9- 48	0.000	15.31	0.000	0.000	9.206	96.400	33.480	96.400	22.890	T
6	5- 44	0.254	15.60	3.500	-22.50	16.67	1203.3	125.40	1200.0	-11.27	T
7	3- 42	0.383	22.93	2.625	-16.88	17.50	900.89	408.00	898.00	287.30	T
8	4- 43	0.407	13.91	2.903	-15.57	16.13	360.00	37.320	358.70	4.4040	T
9	12- 54	0.000	8.459	0.000	0.000	6.722	120.00	-2.472	120.00	-10.86	T
10	13- 57	0.222	8.325	9.630	-102.4	15.36	710.00	398.60	706.50	318.00	T
11	16- 65	1.256	47.54	0.982	-14.52	17.54	94.000	64.610	93.620	52.580	T
12	18- 64	0.000	16.70	0.000	0.000	11.77	57.000	37.800	57.000	32.750	T
13	17- 67	1.257	47.54	0.982	-14.52	17.54	95.000	65.610	94.610	53.550	T
14	19- 66	0.000	13.00	0.000	0.000	12.10	95.000	65.850	95.000	55.150	T
15	20- 62	0.000	5.483	0.000	0.000	8.555	242.50	16.690	242.50	-5.596	T
16	21- 72	0.000	4.428	0.000	0.000	11.83	189.50	81.320	189.50	69.120	T
17	35- 99	0.000	30.16	0.000	0.000	11.52	49.000	-0.750	49.000	-5.761	T
18	24- 74	0.776	23.42	2.560	-12.29	23.05	102.80	38.150	102.35	32.010	T
19	25- 75	0.000	8.358	0.000	0.000	12.23	142.50	124.40	142.50	106.20	T
20	15- 77	0.293	11.78	4.610	-29.20	15.36	456.60	51.040	455.00	5.2500	T
21	34- 84	1.282	57.63	1.002	-14.06	23.65	90.000	62.010	89.640	49.280	T
22	14- 82	0.453	12.53	2.937	-51.23	15.36	366.00	115.10	364.60	79.630	T
23	26- 81	0.000	6.823	0.000	0.000	8.768	183.00	69.670	183.00	52.650	T
24	27- 92	0.000	5.741	0.000	0.000	12.03	190.00	135.60	190.00	106.01	T
25	28- 90	1.120	92.41	0.875	-5.625	18.33	310.00	159.60	308.90	118.60	T
26	32- 95	0.867	25.53	2.408	-25.61	15.36	145.00	14.520	144.40	2.1770	T
27	33- 95	0.867	25.53	2.408	-25.61	15.36	145.00	14.520	144.40	2.1770	T
28	29- 91	0.749	32.44	1.451	-8.110	15.79	180.00	59.250	179.40	39.270	T
29	30- 91	0.749	32.44	1.451	-8.110	15.79	180.00	59.250	179.40	39.270	T
30	31- 94	0.000	8.817	0.000	0.000	11.77	173.20	26.540	173.20	8.5110	T
31	37-103	0.000	0.968	0.000	0.000	9.167	4330.0	1661.0	4330.0	1317.2	T
32	38-102	0.000	4.000	0.000	0.000	16.67	3015.0	1448.4	3015.0	1206.1	T
33	39-107	0.000	1.620	0.000	0.000	16.67	6475.5	3568.4	6475.5	3037.5	T
34	23- 71	0.749	32.80	2.903	-16.22	16.58	186.00	111.50	185.10	84.880	T
35	2- 41	0.000	12.08	0.000	0.000	26.67	200.00	2.7400	200.00	0.0000	T
36	10- 46	0.000	25.10	0.000	0.000	12.10	45.200	28.910	46.000	24.340	T
37	11- 48	0.000	12.55	0.000	0.000	11.52	96.400	31.320	96.400	22.910	T
38	22- 72	0.000	5.672	0.000	0.000	20.08	189.00	105.60	189.00	38.860	T
39	36- 99	0.000	9.027	0.000	0.000	12.10	101.80	66.500	101.80	58.040	T
40	40- 41	0.600	20.01	2.620	-25.50	1.732	135.20	-58.55	134.20	-69.66	AT
41	40- 59	7.700	51.50	0.000	152.5	1.000	313.00	81.470	298.90	5.0530	L
42	40- 59	7.700	51.50	0.000	152.5	1.000	313.00	81.470	298.90	5.0530	L
43	41- 42	2.800	28.80	0.000	144.0	1.000	7.5080	-75.58	7.4970	-24.95	L
44	41- 45	5.200	53.70	0.000	270.5	1.000	326.71	5.9310	323.47	65.590	L
45	46- 47	0.647	29.12	0.984	-14.99	1.981	4.4720	3.5200	4.3800	1.8080	AT
46	47- 50	0.640	4.200	0.000	12.50	1.000	194.50	72.690	194.03	70.890	L
47	47- 52	3.700	25.50	0.000	77.00	1.000	112.40	38.290	111.45	40.290	L

Tabelul 8.3 (continuare)

Nr. crt	Latura	R /Ω/	X /Ω/	G /mS/	B /mS/	K _{tr}	P _{intr} /MW/	Q _{intr} /MVAR/	P _{ies} /MW/	Q _{ies} /MVAR/	Tip else
48	48- 49	0.647	44.88	0.984	-14.99	1.965	-4.930	0.0000	-5.040	-1.707	AT
49	49- 50	0.640	4.200	0.000	12.50	1.000	199.90	72.030	199.40	70.080	L
50	49- 53	3.700	25.50	0.000	77.00	1.000	97.600	35.410	96.880	38.940	L
51	50- 52	3.600	21.20	0.000	63.50	1.000	98.920	28.888	96.240	31.870	L
52	50- 53	3.600	21.20	0.000	63.50	1.000	78.170	26.250	77.620	30.570	L
53	50- 43	9.650	58.80	0.000	185.0	1.000	-63.91	-13.02	-64.62	3.6400	L
54	50- 51	13.50	85.60	0.000	219.0	1.000	184.10	6.7500	175.10	-22.22	L
55	52- 45	0.850	46.00	0.500	-5.000	1.732	-88.66	-73.65	-88.90	-79.13	AT
56	53- 45	0.850	46.00	0.500	-5.000	1.732	-63.09	-67.70	-63.30	-71.82	AT
57	45- 68	5.700	57.40	0.000	289.5	1.000	610.20	-13.48	597.50	-44.22	L
58	45- 44	2.800	29.00	0.000	139.5	1.000	-438.9	-71.87	-442.1	-57.55	L
59	44- 42	1.800	18.30	0.000	92.50	1.000	-249.4	-95.89	-250.1	-70.37	L
60	44- 49	7.000	70.60	0.000	356.0	1.000	549.70	-22.42	531.80	-19.93	L
61	44- 79	8.700	88.90	0.000	441.0	1.000	463.60	-50.47	452.80	-7.350	L
62	42- 63	9.100	98.90	0.000	441.0	1.000	571.40	26.260	554.10	9.7900	L
63	43- 42	1.020	46.00	0.906	-6.250	1.732	-83.84	-60.65	-84.03	-65.73	AT
64	43- 55	4.750	34.70	0.000	88.00	1.000	237.30	47.790	232.50	21.960	L
65	55- 56	4.600	26.50	0.000	82.00	1.000	149.10	-43.46	147.10	-46.59	L
66	56- 57	1.150	6.170	0.000	44.00	1.000	-113.2	-117.6	-113.7	-115.8	L
67	56- 57	2.160	12.34	0.000	22.00	1.000	-58.20	-59.33	-56.47	-58.42	L
68	57- 58	0.850	46.00	0.500	-5.000	1.732	55.530	-46.26	56.740	-49.44	AT
69	57- 64	4.700	47.00	0.000	237.0	1.000	187.00	56.230	183.60	47.430	L
70	57- 60	8.570	54.70	0.000	176.5	1.000	121.40	38.550	118.70	40.280	L
71	58- 79	4.290	43.20	0.000	217.5	1.000	56.340	-49.43	56.260	-24.32	L
72	61-104	9.800	83.00	0.000	339.0	1.000	69.700	-41.50	68.600	-16.38	L
73	61- 60	1.800	11.65	0.000	141.0	1.000	-180.5	13.990	-181.7	19.980	L
74	60- 59	2.350	15.35	0.000	185.0	1.000	-250.9	57.460	-253.7	56.420	L
75	51- 65	4.800	31.10	0.000	94.00	1.000	-12.85	-32.62	-12.94	-25.18	L
76	51- 67	4.800	31.10	0.000	94.00	1.000	-26.85	-36.10	-27.01	-27.07	L
77	65- 68	0.850	46.00	0.500	-5.000	1.732	-231.6	-15.33	-232.1	-32.25	AT
78	65- 73	5.900	38.00	0.000	120.0	1.000	46.900	2.3200	46.660	14.060	L
79	67- 68	0.850	46.00	0.500	-5.000	1.732	-204.3	-5.700	-204.7	-19.11	AT
80	67- 73	5.900	38.00	0.000	120.0	1.000	58.650	6.2200	58.260	10.590	L
81	68- 67	1.200	11.70	0.000	59.00	1.000	-196.9	19.190	-197.2	35.820	L
82	68- 90	7.020	90.90	0.000	356.5	1.000	217.45	-149.6	215.10	-51.83	L
83	63- 80	5.200	52.60	0.000	265.0	1.000	162.70	-91.15	161.80	-12.03	L
84	73- 70	6.860	44.40	0.000	135.5	1.000	-129.3	-13.08	-131.5	-12.40	L
85	73- 71	3.300	21.80	0.000	66.00	1.000	-145.8	-31.31	-147.2	-33.23	L
86	70- 71	3.560	22.60	0.000	69.50	1.000	117.41	-7.100	116.50	-4.960	L
87	70- 69	0.850	46.00	0.500	-5.000	1.732	-196.4	-11.89	-196.7	-24.17	L
88	69- 30	5.000	50.30	0.000	253.5	1.000	335.03	-43.90	331.78	8.7300	L
89	70- 74	4.900	31.10	0.000	100.5	1.000	-59.02	-22.34	-59.34	-12.97	L
90	70- 76	4.700	29.60	0.000	95.50	1.000	-65.68	-21.61	-66.07	-13.20	L
91	74- 76	4.100	23.10	0.000	74.00	1.000	-6.130	-2.740	-6.160	5.7600	L
92	77- 78	2.900	19.00	0.000	233.5	1.000	455.00	5.2400	444.60	-36.70	L
93	78- 79	0.425	23.00	1.000	10.00	1.732	171.30	-108.6	170.90	-117.7	L
94	79- 80	4.200	42.10	0.000	212.0	1.000	340.30	16.720	337.40	28.940	L
95	79- 83	3.300	33.20	0.000	165.5	1.000	339.70	-84.04	337.50	-49.72	L
96	80- 96	4.100	41.20	0.000	208.0	1.000	361.40	-105.7	358.10	-67.91	L
97	84- 82	3.400	21.00	0.000	64.50	1.000	-208.2	-26.15	-211.0	-37.77	L
98	84-100	10.70	61.70	0.000	191.0	1.000	100.60	-16.61	98.580	-7.250	L
99	82- 83	1.200	40.00	1.312	-6.50	1.732	-112.8	-10.85	-113.3	-16.09	AT
100	82- 89	17.60	113.8	0.000	356.5	1.000	59.190	-16.30	58.100	-17.00	L
101	83- 87	5.800	58.10	0.000	294.0	1.000	224.10	-65.79	222.50	19.710	L
102	89- 88	1.300	8.650	0.000	104.0	1.000	-145.9	-57.46	-146.5	-49.56	L
103	88- 87	0.850	46.00	0.500	-5.000	1.732	-178.3	-37.22	-178.6	-47.95	AT
104	77-106	3.700	39.30	0.000	197.0	1.000	43.850	-26.25	43.410	39.750	L
105	92- 96	6.900	69.60	0.000	348.0	1.000	85.840	-41.96	85.640	76.470	L
106	91- 90	0.850	46.00	0.500	-5.000	1.732	12.510	-39.63	12.330	-40.83	AT
107	91- 93	2.020	11.50	0.000	40.50	1.000	165.30	46.030	164.20	44.710	L
108	93- 95	11.00	62.40	0.000	200.0	1.000	20.350	-20.38	20.250	1.5800	L

Tabelul 8.3 (continuare)

Nr. crt	Latura	R /Ω/	X /Ω/	G /mS/	B /mS/	Ktr	Pintr /MW/	Qintr /MVAR/	Pies /MW/	Qies /MVAR/	Tip elea
109	95- 96	0.425	23.00	1.000	-10.00	1.732	-143.6	-56.62	-144.0	-63.31	AT
110	95-101	6.250	41.05	0.000	496.00	1.000	162.10	-31.35	159.10	5.3300	L
111	95-100	8.200	52.10	0.000	168.5	1.000	99.910	3.9000	98.440	13.210	L
112	96- 97	6.780	68.10	0.000	345.0	1.000	218.24	-80.52	216.40	20.120	L
113	101- 98	8.000	57.00	0.000	163.5	1.000	-3.670	-25.46	-3.710	-7.250	L
114	98- 87	0.850	46.00	0.500	-5.000	1.732	-189.0	-3.190	-189.3	-14.44	AT
115	86- 82	7.300	54.10	0.000	148.5	1.000	-39.11	-23.99	-39.35	-8.980	L
116	86- 89	8.000	50.20	0.000	162.0	1.000	89.150	-20.78	87.980	-10.23	L
117	86- 85	6.700	41.00	0.000	127.0	1.000	-93.24	24.640	-94.41	31.330	L
118	56- 85	5.800	36.40	0.000	117.5	1.000	106.90	-22.16	105.61	-17.33	L
119	54- 55	0.647	28.01	0.984	-14.99	1.853	-25.46	-45.05	-25.60	-48.13	AT
120	64- 65	0.647	26.68	0.984	-14.99	1.909	-200.8	-21.48	-201.4	-43.96	AT
121	66- 67	0.647	26.68	0.984	-14.99	1.909	-130.4	-11.33	-130.7	-21.51	AT
122	62- 63	1.200	40.00	1.312	-12.12	3.264	-171.2	-117.2	-172.0	-132.4	AT
123	72- 73	0.326	13.56	1.968	-29.98	1.933	100.30	85.810	100.00	76.440	AT
124	99-100	0.647	47.65	0.984	-14.99	1.937	-73.32	19.080	-73.50	14.570	AT
125	75- 76	0.647	30.02	0.984	-14.99	2.005	73.370	11.930	72.500	7.4400	AT
126	81- 82	0.647	29.93	0.984	-14.99	1.992	13.110	1.9600	13.000	0.1400	AT
127	92- 93	0.216	9.343	4.779	-44.98	1.956	-35.46	-20.68	-36.00	-25.99	AT
128	94- 95	0.324	13.76	1.968	-29.98	1.933	-99.70	-55.72	-100.0	-62.38	AT
129	102-107	7.000	112.0	0.000	4500.	1.000	-315.6	-727.3	-319.7	770.20	L
130	103-105	9.400	49.60	0.000	182.0	1.000	-22.29	5.2800	-22.41	25.420	L
131	103-105	11.30	60.50	0.000	185.0	1.000	-18.31	2.2200	-18.41	22.820	L
132	102-106	3.400	42.10	0.000	273.0	1.000	-138.1	-24.65	-138.4	65.450	L
133	103-102	0.000	57.45	0.000	0.000	1.717	-103.9	-52.94	-103.9	-55.93	AT
134	106-107	6.400	63.70	0.000	389.0	1.000	-480.4	10.230	-468.5	73.420	L
135	105-106	0.000	36.54	0.000	0.000	1.667	-156.0	-214.5	-156.0	-230.9	AT
136	104-103	9.200	50.60	0.000	150.0	1.000	-54.67	-46.62	-55.45	-34.20	L

Optimizarea parametrilor SRAB pentru GS de la Pdf, Rovinari și Turceni se realizează în modul indicat în cap.5, prezentându-se rezultatele în detaliu doar pentru anumite scenarii de perturbare semnificative, de diverse intensități. Concluziile finale au la bază atât cazurile analizate în lucrare, cât și un număr mare de alte regimuri de funcționare și scenarii de perturbare tratate în mod similar.

Analizele de regim dinamic și calculul indicilor de performanță s-au efectuat cu diversele versiuni ale programului de calcul COKSSTAB, prezentat în cap.6, pentru durate de 3 secunde.

8.2. Optimizarea parametrilor SRAB pentru GS din centrala Pdf 1.

8.2.1. Prezentarea cazurilor analizate.

Pentru regimul de funcționare al SEEN prezentat în subcapitolul 8.1 s-au considerat următoarele tipuri de scenarii de perturbare:

- a) securi trecătoare sau persistente de putere activă și reactivă, de valoare relativ redusă (perturbații de intensitate mică);
- b) deconectări intenționate de linii electrice sau alte elemente de rețea, în circuite mediu și puternic (perturbații de intensitate medie);
- c) scurtcircuite trifazate pe liniile electrice din zona Oltenia, urmate de RART reușit sau nereușit (perturbații de intensitate mare).

Toate scenariile de perturbare s-au analizat pentru diverse încărcări active și reactive ale GS de la Pdf. În lucrare se prezintă rezultatele pentru următoarele

trei scenarii de perturbatie, in conditiile de incarcare aproximativ nominala a grupurilor de la Pdf:

a) scenariul de perturbatie nr.1 - deconectarea intespestivă a liniei de 400 kV Pdf-Slatina, incarcata cu o putere de $(325+j60)$ MVA;

b) scenariul de perturbatie nr.2 - soc pozitiv de putere consumata, cu durata de 0.06 s, de valoarea $(40+j25)$ MVA, pe barele de 220 kV de la Pdf;

c) scenariul de perturbatie nr.3 - scurtcircuit trifazat pe linia de 400 kV Pdf-Slatina, in apropierea barelor de 400 kV de la Pdf, deconectat prin protectia de inalta frecventa la 0.12 s, urmat de RART reusit, dupa o pauza de 0.4 s.

Pentru fiecare caz drept situatie initiala s-a considerat pozitia cheilor de dozaj cu care lucreaza in mod uzual SRAS de la Pdf: $K_{AU}=50$, $n'_0=6$, $n_{\Delta f}=3$, $n'_{\Delta f}=3$, $n_{IB}=5$, $n_{RIR}=5$, $n_{RIE}=3$, $n_{RA}=8$ si $K_s=4$.

8.2.2. Influenta calitativa si cantitativa a diverselor canale.

La fiecare scenariu de perturbatie in prima faza a procesului de optimizare s-a determinat influenta calitativa si cantitativa a fiecarui canal asupra indicilor de performanta (individuali si pe ansamblul sistemului), rezultatele fiind prezentate sub forma grafica in fig.8.1, 8.2 si 8.3. Pentru scenariul de perturbatie nr.2 s-au selectat doua cazuri limită privind incarcarea reactiva a GS de la Pdf: sarcina reactiva nominala (a), respectiv puternic capacitiva (b).

Pentru aprecierea cantitativa a gradului de influenta a diverselor chei de dozaj se defineste coeficientul de sensibilitate S cu relatia:

$$(8.1) \quad S = |\Delta I| / \Delta p / I_0^{-1} \cdot 100$$

unde $|\Delta I|$ reprezinta valoarea absoluta a variatiei indicelui de calitate corespunzatoare modificarii cu Δp a pozitiei cheii de dozaj, iar I_0 valoarea indicelui de performanta pentru pozitia initiala (de baza) a cheii de dozaj.

Valorile obtinute pentru S sint prezentate in tabelul 0.4 pentru teste scenariile de perturbatie. Pe baza rezultatelor prezentate in lucrare, precum si a unui numar mare de alte scenarii de perturbatie analizate, se desprind urmatoarele concluzii:

a) valoarea indicilor de performanta diferă cu un ordin de marime la perturbatiile mari (scenariul nr.3) fata de perturbatiile de intensitate medie (scenariul nr.1), respectiv la cele de intensitate medie (scenariul nr.1) fata de mici perturbatii (scenariul nr.2);

b) influenta cantitativa si calitativa a diverselor canale la o anumita perturbatie este mult diferita, la fel ca si influenta unui anumit canal la diverse scenarii de perturbatie;

c) toate canalele au o influenta relativ mai puternica la incarcarea capacitiva a GS de la Pdf;

d) in functie de gradul de influenta cheile de dozaj se pot diviza in trei categorii:

- canale cu influenta puternica: ΔU , $\Delta U'$, $\Delta f'$, RIE

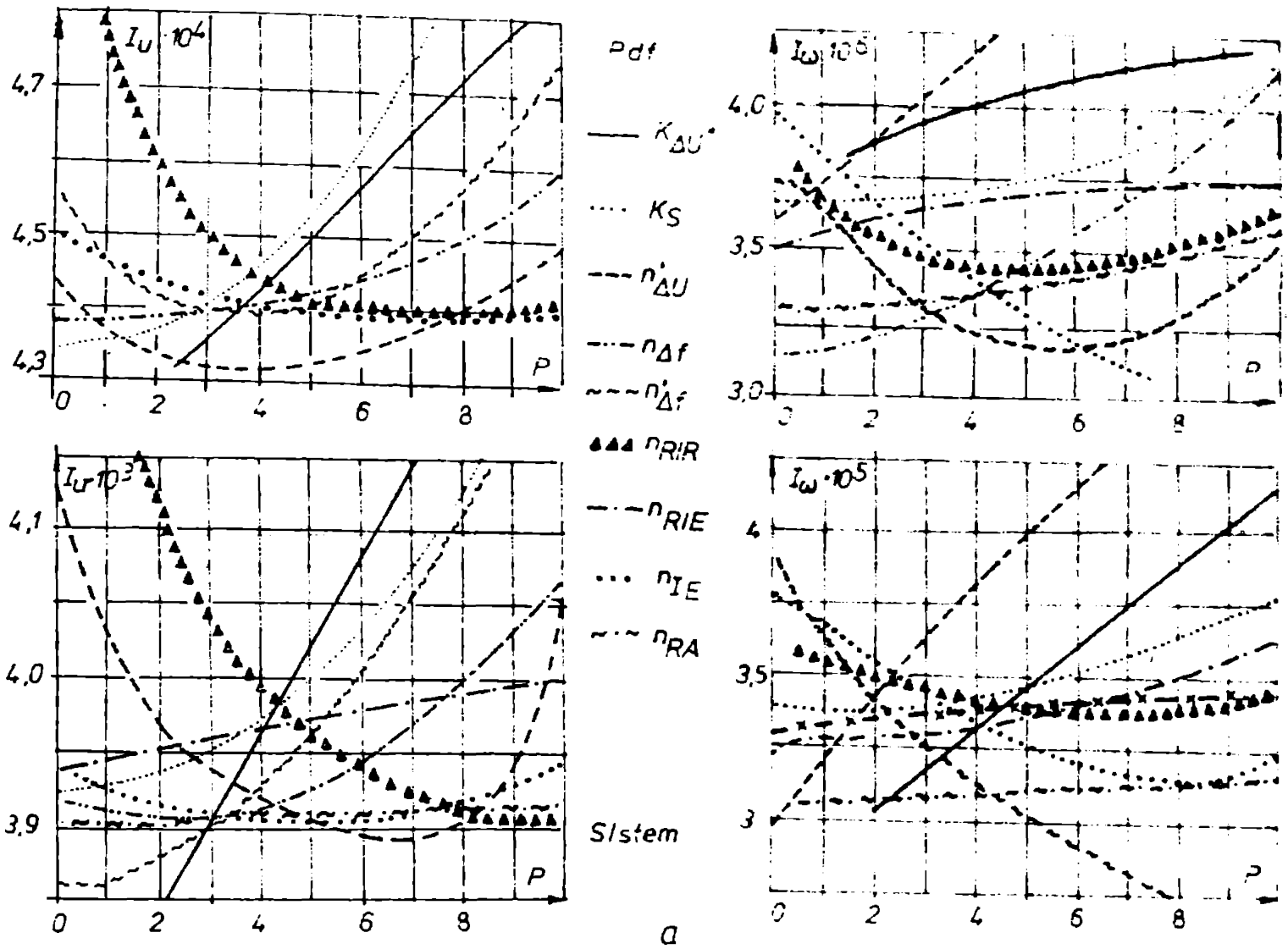
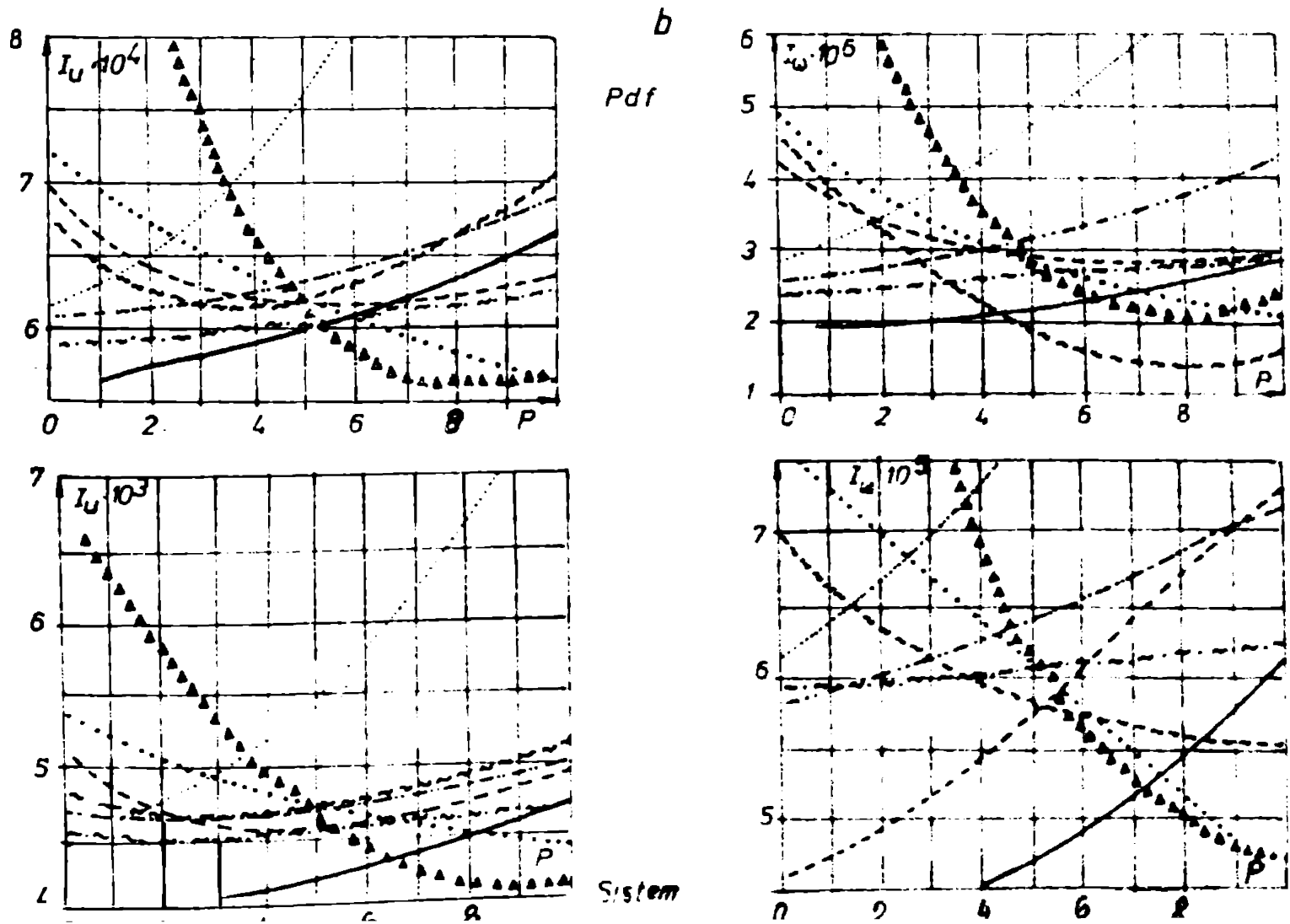


Fig. 8.1 Variația indicilor de performanță pentru scenariul de perturbare nr 2



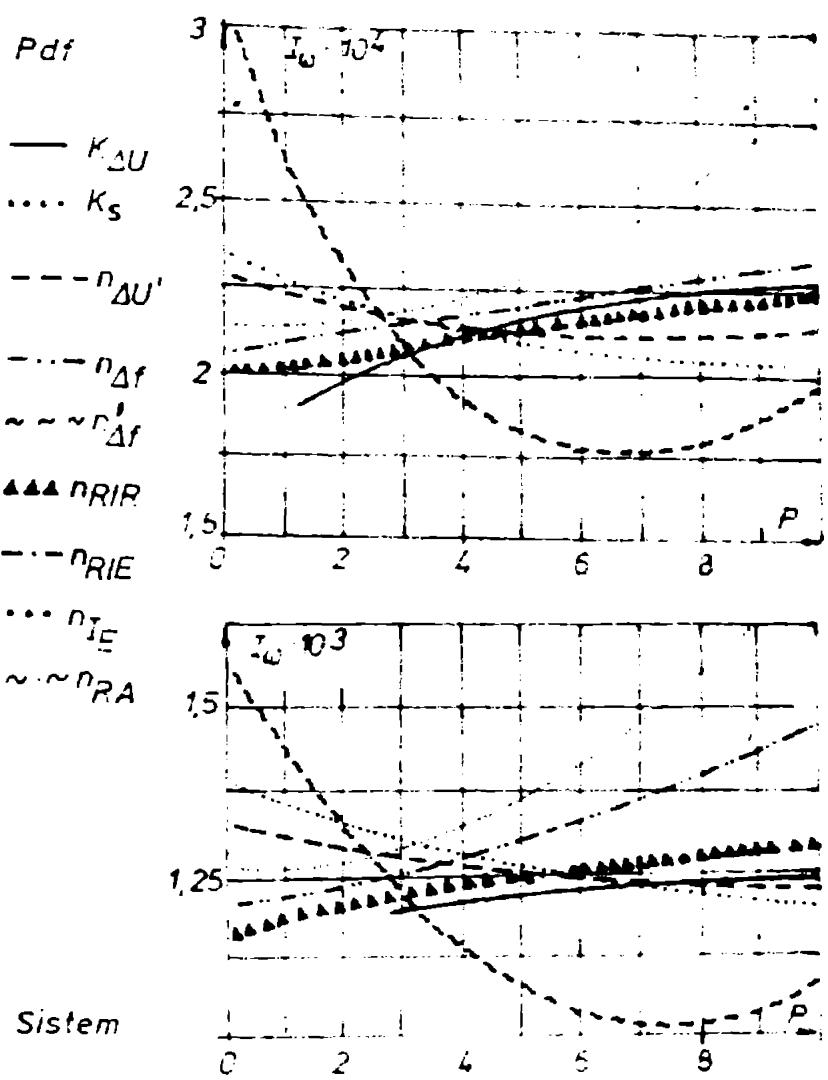
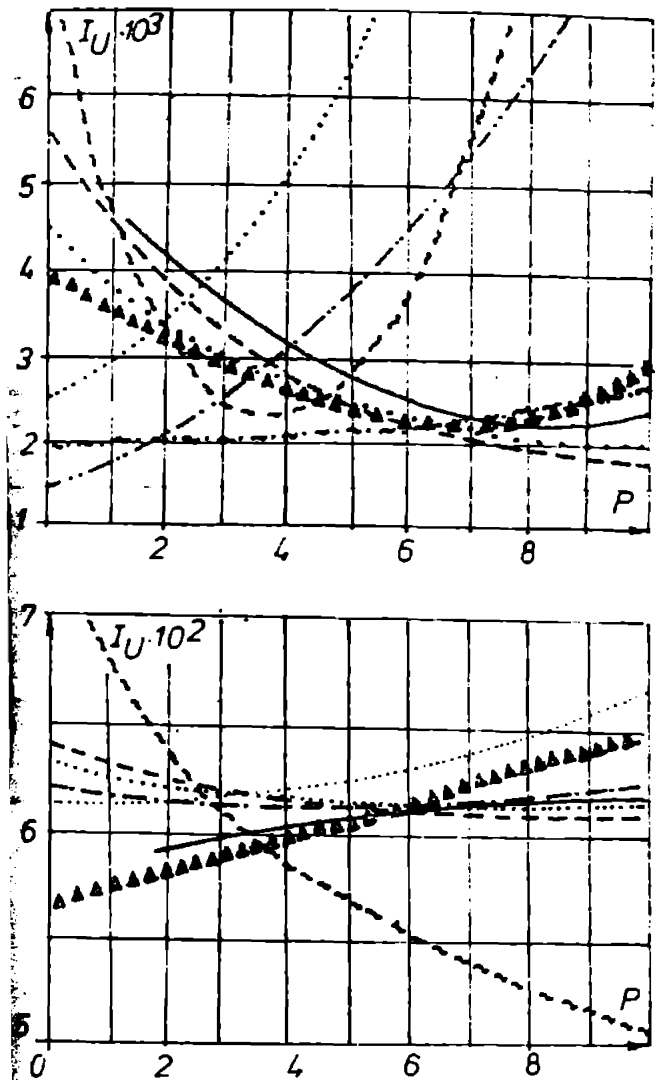


Fig 8.2 Variația indicilor de performanță pentru scenariul de perturbare nr 1

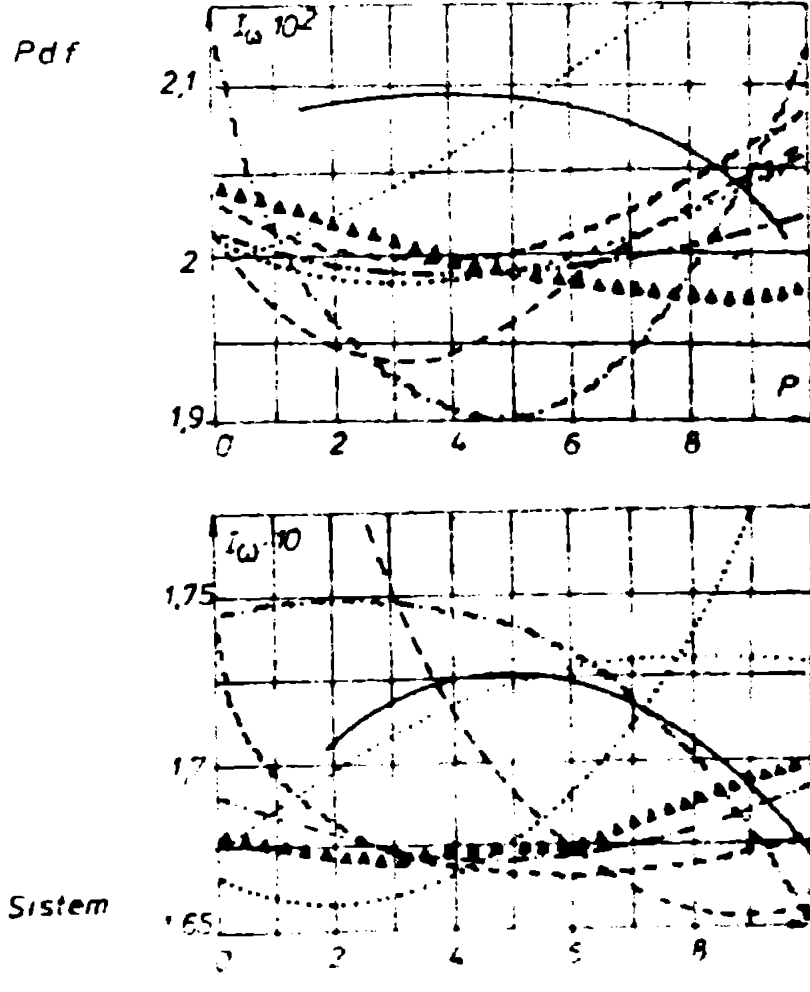
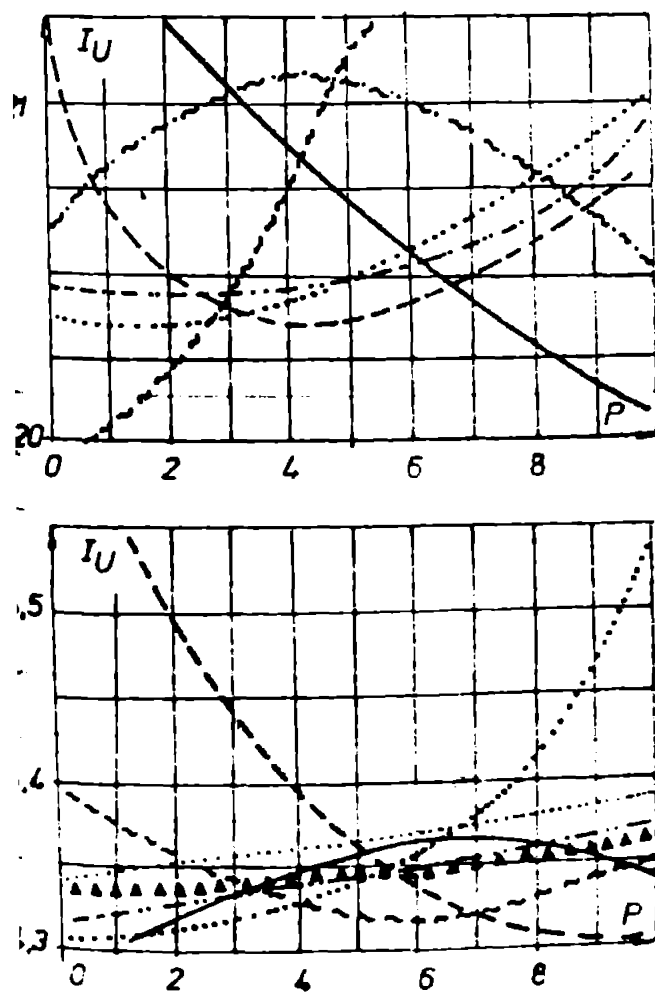


Fig.8.3. Variația indicilor de performanță pentru scenariul de perturbare nr.2.

Tabelul 8.4

Cheia de dozaj	Scenariul nr.2a		Scenariul nr.2b		Scenariul nr.1		Scenariul nr.3	
	U	ω	U	ω	U	ω	U	ω
	Pdf / sistem		Pdf / sistem		Pdf / sistem		Pdf / sistem	
$K_{\Delta U}$	1.82	1.29	1.99	4.29	7.33	1.00	1.04	3.43
	1.57	3.93	1.82	4.22	2.57	0.46	0.12	1.24
$n'_{\Delta U}$	0.60	4.13	1.46	5.46	15.1	0.73	0.67	1.07
	0.97	4.52	1.75	4.45	0.45	0.56	0.91	1.91
$n_{\Delta f}$	0.50	2.62	1.44	5.90	30.8	1.41	0.26	0.40
	0.40	1.07	0.77	2.30	0.27	2.17	0.07	0.20
$n'_{\Delta f}$	1.33	2.27	2.34	1.07	67.8	7.60	0.88	0.61
	1.13	3.25	1.09	2.50	4.23	5.39	0.25	0.47
n_{RIR}	1.29	4.07	8.27	10.6	6.77	1.50	0.02	0.33
	0.97	0.58	1.46	10.8	1.47	0.99	0.12	0.17
n_{RIE}	0.06	0.69	0.28	1.55	2.75	0.54	0.03	0.08
	0.09	0.28	0.13	-0.29	0.26	0.54	0.01	0.07
n_{RA}	0.07	0.64	0.50	1.94	2.92	0.59	0.61	1.95
	0.03	0.25	0.43	0.57	0.27	0.61	0.07	0.54
n_{I_B}	0.25	2.60	1.16	11.1	11.1	1.23	0.04	0.88
	0.35	1.90	2.32	1.71	0.15	1.64	0.56	0.91
K_s	2.29	0.25	5.00	12.6	36.0	4.90	0.33	1.81
	1.27	1.05	4.87	4.85	1.46	5.98	0.06	0.20

- canale cu influență medie: Δf , I_B , K_s

- canale cu influență redusă: RIE, RA;

e) influență relativ mai mare asupra lui ω decât asupra lui I_U la majoritatea scenariilor de perturbatie: $\Delta U'$, $\Delta f'$, I_B , RA, RIE;

f) după modul de variație a indicilor de performanță în funcție de poziția cheii de dozaj se disting următoarele situații:

- variație monotonă, crescătoare sau descrescătoare, la toate scenariile de perturbatie: RIE, K_s

- variație monotonă la perturbatiile mici și intermediare, respectiv cu extrem la mari perturbatii: RA, I_B , ΔU , Δf

- variație cu extrem în gama de reglaj la marea majoritate a cazurilor analizate: $\Delta U'$, $\Delta f'$, RIR;

g) cerințe contradictorii pentru minimizarea indicilor de performanță în raport cu intensitatea perturbației, mărimea la care se referă indicele (U sau ω), elementul la care se referă indicele (OS de la Pdf sau sistemul în ansamblu).

8.2.3. Optimizarea la scenariul de perturbatie nr.1 și la perturbatii de intensitate medie.

Se prezintă în detaliu modul de determinare a valorilor optime ale parametrilor SRAB pentru scenariul de perturbatie nr.1. În prima etapă de optimizare s-a realizat o căutare unidimensională grosieră, luându-se în considerare pentru cheile de dozaj cu 11 poziții valorile 0, 3, 6 și 10, în scopul determinării influenței calitative și cantitative (paragraful 8.2.2), respectiv a zonelor aproximative de optim. Rezultatele primei faze de optimizare sunt sintetizate în tabelul 8.5, unde s-a menționat gradul de influență (p-puternic, m-medie, s-slăbă) și cea mai

bună valoare din punctul de vedere al diversilor indici de performanță, precum și optimul găsit.

Tabelul 8.5

Parametru Indice	$K_{\Delta U}$	n_U'	$n_{\Delta f}$	$n_{\Delta f}'$	n_{RIR}	n_{RIE}	n_{IE}	n_{RA}	K_s
$I_U Pdf$	p/50	p/10	p/0	p/4	m/7	m/0	s/10	m/0	p/0
$I_{\omega Pdf}$	s/15	s/10	m/0	p/6	s/1	s/0	s/10	s/0	p/0
$I_U sistem$	s/15	m/8	m/5	p/10	m/1	s/0	s/10	s/0	p/0
$I_{\omega sistem}$	s/15	s/0	p/0	p/10	s/10	s/0	s/10	s/0	p/0
Optim faza I	50	8	0	6	5	0	10	0	0
Optim final	50	7	0	6	5	0	10	0	0
Optim pert. medii	25	6	0	6	3	0	10	0	0

În urma primei faze s-a clarificat situația cheilor n_{RIE} , n_{IE} , n_{RA} și $n_{\Delta f}'$, care, cu excepția lui $n_{\Delta f}$ și K_s , au o influență redusă, rămânând pentru faza a doua determinarea celor mai bune valori pentru cheile $K_{\Delta U}$, n_U' , $n_{\Delta f}'$ și n_{RIR} . Setul optim rezultat în urma acestei faze este prezentat în tabelul 8.5 la linia "optim final", deoarece căutările din faza a III-a nu au condus la rezultate mai bune.

În tabelul 8.6 se prezintă comparativ valorile indicilor de performanță pentru GS de la Pdf, respectiv de la Rovinari și Turceni, și pentru ansamblul sistemului. Pentru situația inițială s-au considerat două ipoteze:

- a) inițial 1 - grupurile de 330 MW (Rovinari, Turceni) echipate cu SRAE de modelul 2, cu parametrii precizați în anexa A3.4 (situația reală din SEEM);
- b) inițial 2 - grupurile de 330 MW echipate cu SRAE de modelul 4, cu parametri optimizați (subcapitolul 8.3).

Tabelul 8.6

Indice Caz	$I_U \cdot 10^3$				$I_{\omega} \cdot 10^5$			
	Pdf	Rovin	Turc	Sistem	Pdf	Rovin	Turc	Sistem
Inițial 1	1.875	14.28	18.66	49.99	3.676	6.099	12.04	79.79
Inițial 2	0.312	0.158	0.415	10.26	3.270	0.744	0.565	16.14
Optim	0.233	0.119	0.357	7.877	1.778	0.480	0.373	10.67
	61.0%	75.3%	86.0%	76.8%	54.7%	64.5%	66.0%	55.1%

Pentru ilustrarea efectului acordării optime a SRAE de la Pdf, în fig.8.4-8.9 se prezintă comparativ variația mărimilor U , P_g , Q_g și a curenților de comandă din sumatorul SRAE (fig.3.10) pentru situația inițială 1 și cea optimă, a vitezei unghiulare pentru cele două situații inițiale și cea optimă (GS de la Pdf, Turceni, Rovinari, Isalnita și Mintia), respectiv a acelorasi mărimi doar pentru grupurile de la Pdf. Curbele din fig.8.4-8.8 sînt fiecare extinse pe toată lățimea graficului, iar cele din fig.8.9 sînt reprezentate la aceeași scară, gradarea fiind făcută în abatere relativă față de valoarea inițială. Pentru facilitarea unor comparații cantitative, în tabelul 8.7 se prezintă valoarea inițială, maximă și minimă pentru toate mărimile.

Din analiza rezultatelor referitoare la scenariul de perturbatie nr.1 rezultă următoarele concluzii:

- a) optimul obținut este foarte clar din toate punctele de vedere, reflectînd influența puternică a SRAE intensive asupra comportării dinamice a GS corespunzătoare.

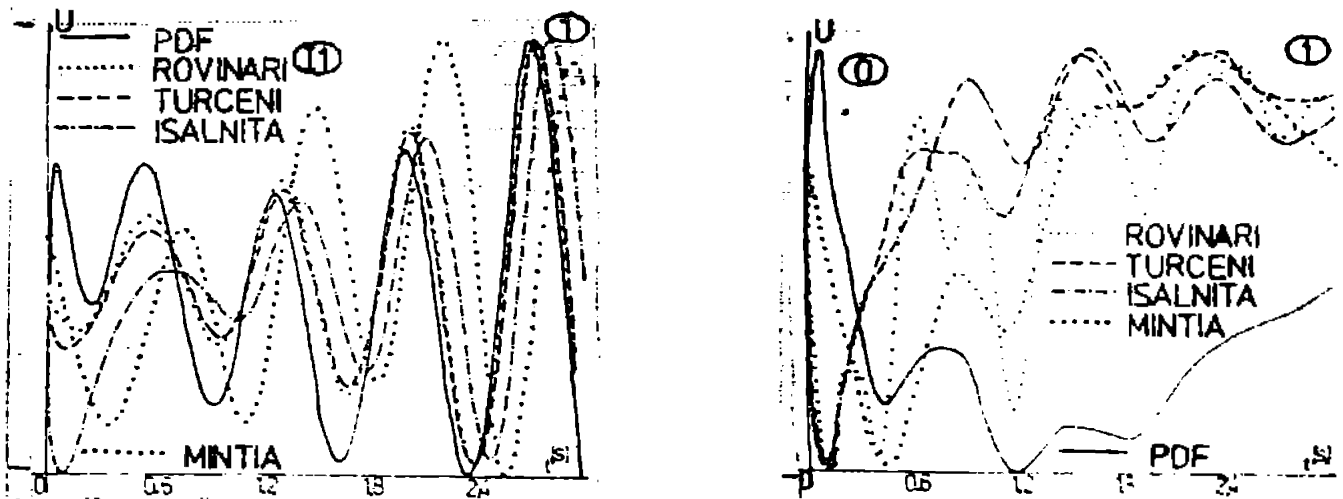


Fig.8.4. Variația tensiunii la bornele GS pentru scenariul de perturbatie nr.1

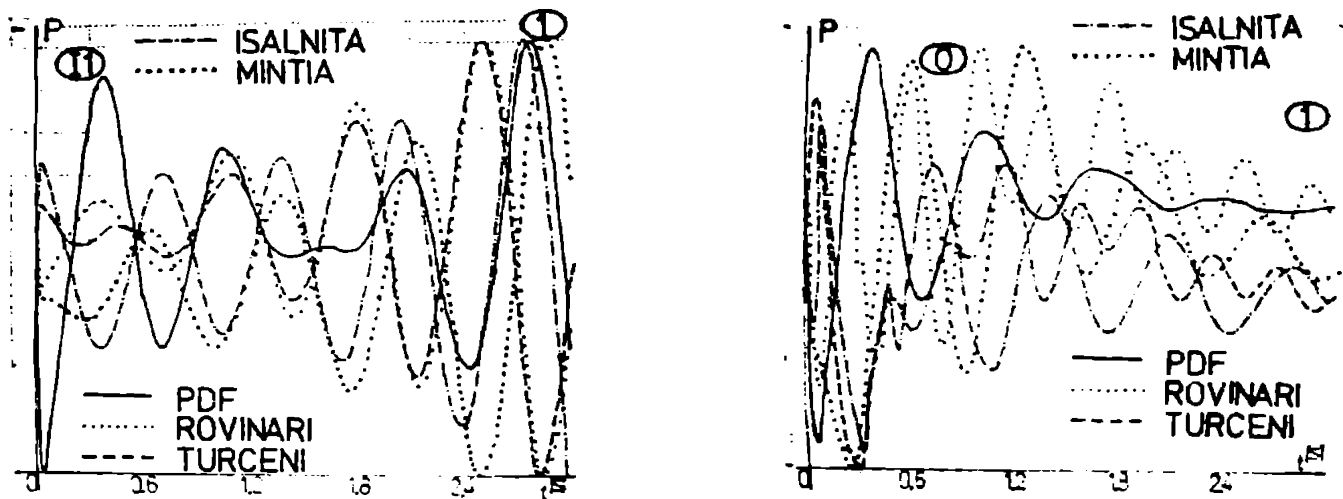


Fig.8.5. Variația puterii active generate pentru scenariul de perturbatie nr.1.

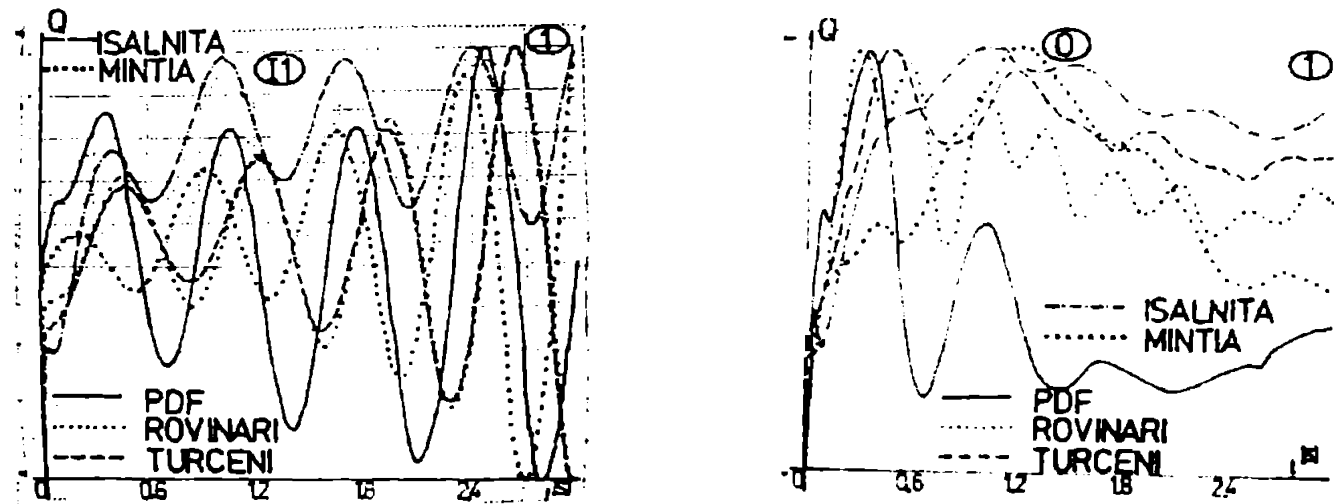


Fig.8.6. Variația puterii reactive generate pentru scenariul de perturbatie nr.1

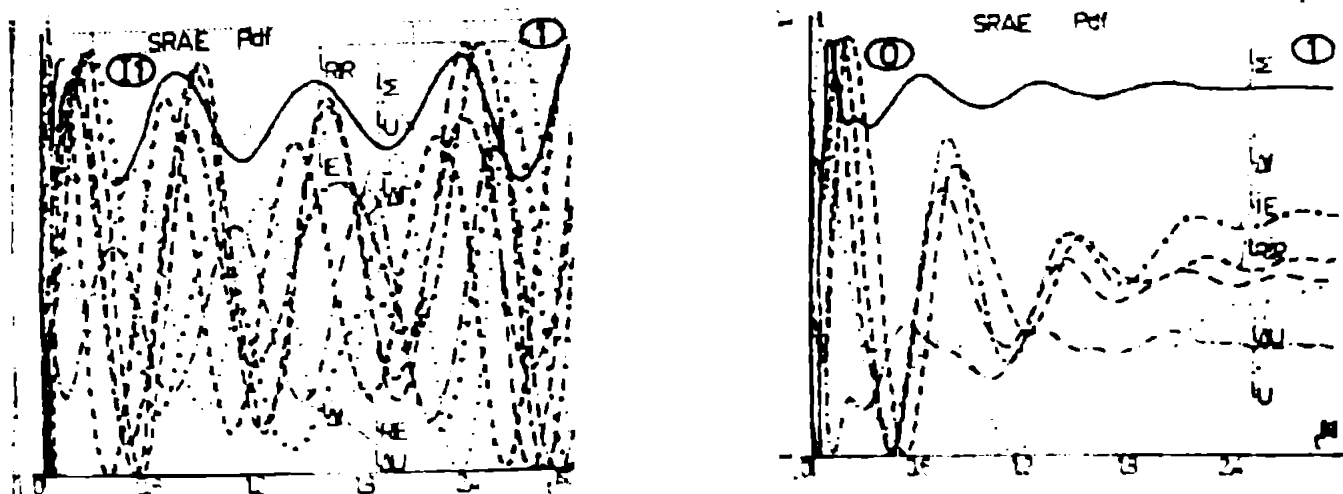


Fig.8.7. Variația curenților de comandă din semaltorul SRAS pentru GS de la PDF.

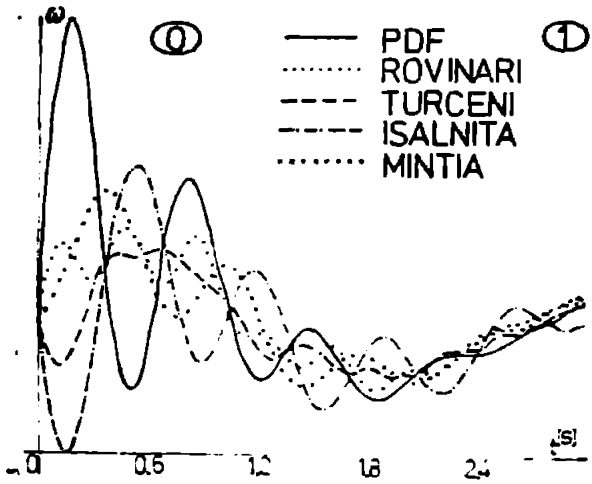
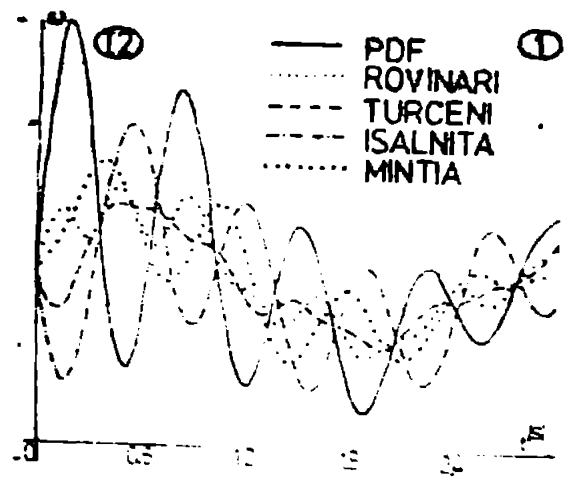
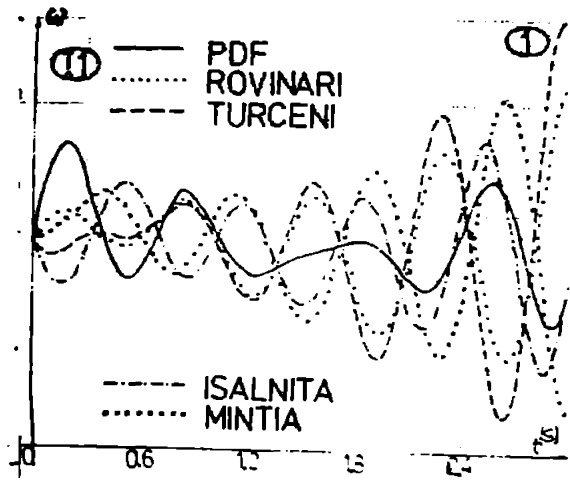


Fig.8.8. Variația vitezei unghiulare la scenariul de perturbatie nr. 1

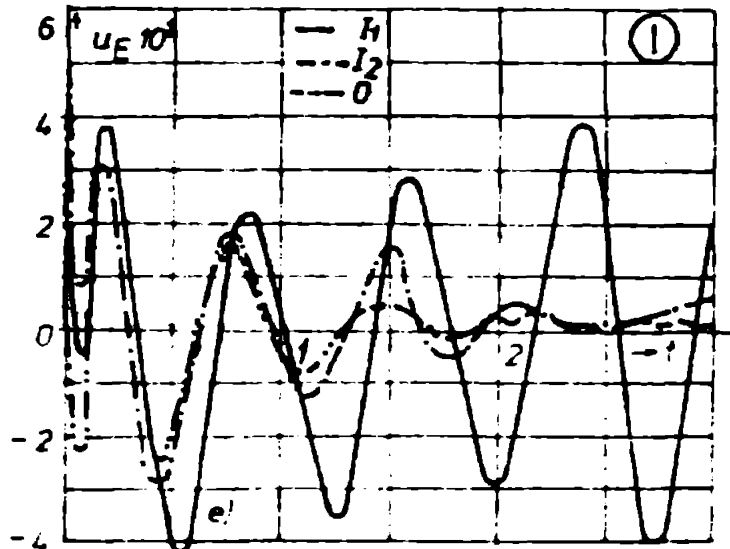
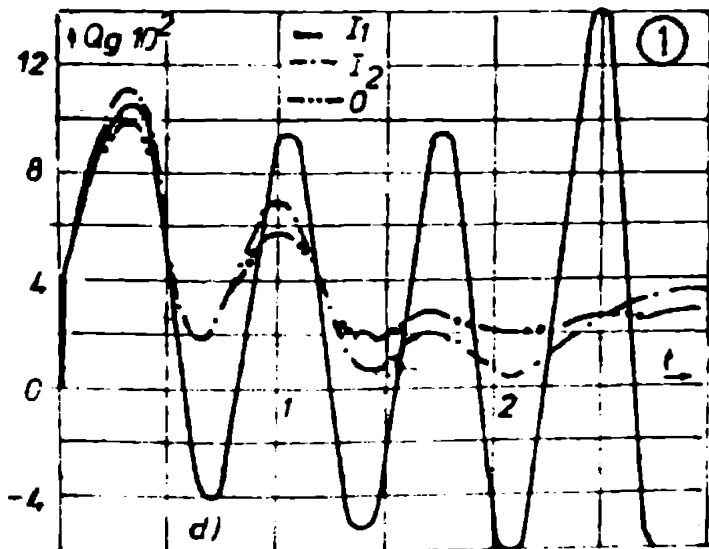
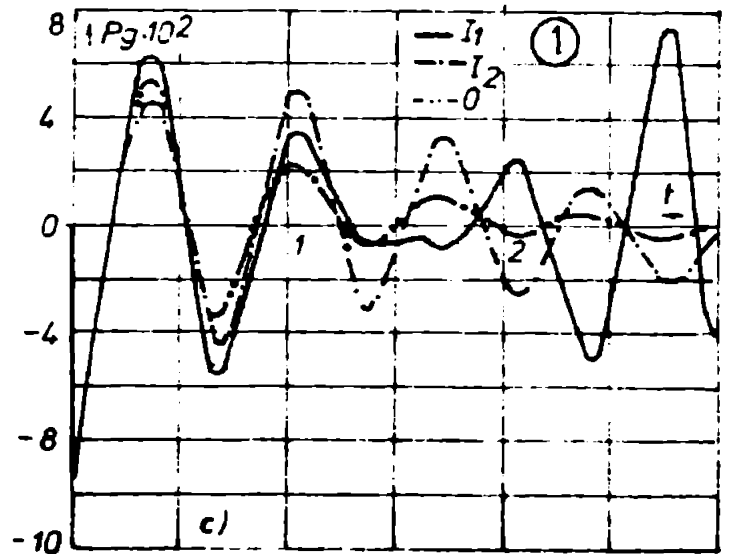
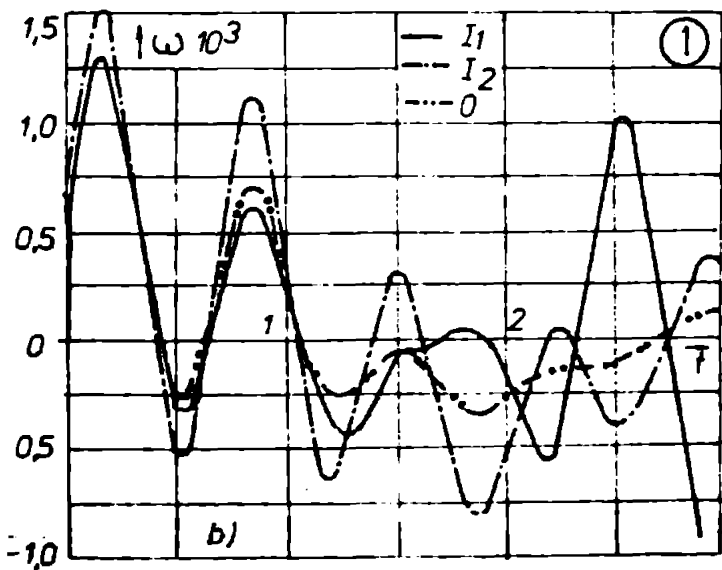
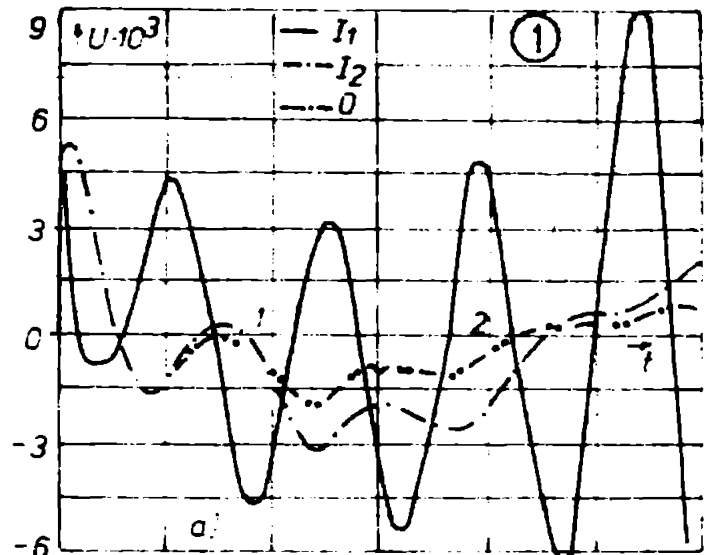


Fig 8.9. Variația mărimilor U, ω, P_g, Q_g și u_e pentru GS de la Pdf la scenariul

Tabelul 8.7

Mărimă	Grup	Valoare la 0	Inițial 1		Inițial 2		Optim	
			Max	Min	Max	Min	Max	Min
U /kV/	Pdf	16.031	16.177	15.915	16.118	15.987	16.116	15.997
	Rovi	25.254	26.016	24.716	25.296	25.185	25.272	25.184
	Turc	25.252	26.156	24.667	25.325	25.116	25.304	25.115
	Isal	23.900	24.259	23.656	24.021	23.661	23.998	23.661
	Mint	16.000	16.051	15.928	16.028	15.929	16.021	15.931
$\omega - \omega_0$ /rad/s/	Pdf	0.000	0.483	-0.382	0.486	-0.207	0.451	-0.107
	Rovi	0.000	0.747	-0.554	0.152	-0.148	0.145	-0.095
	Turc	0.000	1.082	-0.830	0.128	-0.133	0.107	-0.084
	Isal	0.000	0.489	-0.601	0.294	-0.201	0.236	-0.192
	Mint	0.000	0.705	-0.801	0.220	-0.163	0.192	-0.087
P g /MW/	Pdf	1020.	1096.	924.2	1033.	924.2	1073.	924.2
	Rovi	990.0	1075.	879.9	1007.	953.1	1003.	953.1
	Turc	1323.	1493.	1095.	1347.	1298.	1347.	1301.
	Isal	630.0	696.7	561.0	660.3	603.5	660.3	607.1
	Mint	790.0	905.4	699.8	809.5	774.4	800.4	774.7
Q g /MVAR/	Pdf	295.1	336.7	263.3	327.6	295.1	324.4	295.1
	Rovi	465.8	583.0	405.4	507.3	465.8	507.8	465.8
	Turc	209.3	385.5	157.1	291.6	209.3	289.9	209.3
	Isal	312.9	354.6	312.9	356.9	312.9	355.8	312.9
	Mint	457.3	483.6	437.4	470.1	457.3	468.7	457.3
U _B /V/ 1- 1- 1- 1- 1- 1- 1- 1- 1- 1-	Pdf	331.9	464.4	184.5	498.9	236.7	463.3	248.3
	Pdf	7.94	44.8	-190.6	43.2	-190.6	43.2	-232.0
	Pdf	40.8	160.0	-110.1	90.3	-34.2	75.3	-44.8
	Pdf	0.00	79.2	-120.7	37.0	-120.7	52.0	-156.3
	Pdf	0.00	54.3	-35.1	53.9	-37.7	0.00	0.00
	Pdf	0.00	98.4	-120.0	83.4	-96.7	134.3	-134.1
	Pdf	-32.8	70.3	-125.6	56.9	-115.9	25.6	-124.7
	Pdf	0.00	18.6	-21.3	18.3	-16.8	0.00	0.00
	Pdf	0.00	64.2	-58.8	63.4	-60.3	71.1	-88.6
	Pdf	0.00	64.2	-58.8	63.4	-60.3	71.1	-88.6

ter și a sistemului în ansamblu;

b) datele prezentate în tabelul 8.6 arată o îmbunătățire cu 40+45 % a indicilor de performanță pentru GS Pdf, respectiv cu 25+35 % pentru celelalte GS și ansamblul sistemului (situația optimă față de cea inițială 2);

c) optimul a fost astfel ales încât să rezulte ameliorări de același ordin de mărime atât pentru I_{ω} , cât și pentru I_U (mai accentuate cu 10+15 % la I_U);

d) datele prezentate în tabelul 8.7 și în fig. 8.4+8.6, 8.8, 8.9 arată că amortizarea mult mai pronunțată a oscilațiilor este însoțită și de reducerea (sau în cel mai rău caz conservarea) valorii amplitudinii primei oscilații pentru toate mărimile analizate;

e) curbele referitoare la u_g (fig. 8.9e) și curenții de comandă din sumatorul SRAB (fig. 8.7) indică o acțiune mai hotărâtă a regulatorului de la Pdf în primele momente, respectiv o amortizare mult mai rapidă ca la situația inițială;

f) sursele de îmbunătățire a indicilor de performanță sînt prezentate în tabelul 8.8, fiind marcate cu semnul + (semnul - reprezintă înrăutățire, iar 0 apare la cheile de dozaj care nu și-au modificat poziția);

g) informațiile referitoare la situația inițială 1 (curbele corespunzătoare din fig. 8.4+8.9 și prima linie din tabelul 8.6) indică acordarea cu totul necorespunzătoare a SRAB pentru grupurile de 330 MW de la Novinara și Turcenii, care gene-

rază oscilații neamortizate la toate mărimile și la toate GS din sistem (optimizarea lor constituie obiectul subcapitolului 8.3).

Tabelul 8.8

Cheie	K_{JU}	n'_U	n'_{Af}	n'_f	n'_{RIR}	n'_{RIB}	n'_{IE}	n'_{RA}	K_s
Indice									
I_U Pdf/Sistem	0/0	+/-	+/+	0/0	0/0	+/+	+/+	+/+	+/+
I_{ω} Pdf/Sistem	0/0	+/+	-/+	0/0	0/0	+/+	+/+	+/+	+/+

În urma analizei unui număr mare de regimuri de deconectare a unor linii de 400 l 220 kV, mai mult sau mai puțin încărcate (Pdf-Rovinari, Turceni-Rovinari, Tur - eni-Sibiu, Pdf-Resița, etc.), a rezultat optimul general pentru perturbatii de in - ensitate medie, prezentat în ultima linie a tabelului 8.5.

8.2.4. Optimizarea la scenariul de perturbatie nr.2 și la mici perturbatii.

În mod analog cu cazul prezentat în paragraful anterior, în prima etapă de opti -izare s-a analizat calitativ și cantitativ influența diverselor canale, determinin - u-se o zonă aproximativă de optim. Rezultatele primei faze de optimizare sînt sin - etizate în tabelul 8.9, unde s-a menționat gradul de influență și cea mai bună ve - care din punctul de vedere al diversilor indici de performanță, precum și optimul isit.

Tabelul 8.9

Parametru	K_{JU}	n'_U	n'_{Af}	n'_f	n'_{RIR}	n'_{RIB}	n'_{IE}	n'_{RA}	K_s
Indice									
I_U Pdf	p/15	m/4	m/0	p/4	p/8	s/0	s/10	s/0	p/0
I_U sistem	m/15	p/0	m/0	p/6	m/5	s/0	m/10	s/0	m/0
I_{ω} Pdf	p/15	p/7	m/0	p/1	p/9	s/0	s/5	s/0	p/0
I_{ω} sistem	p/15	p/0	s/0	p/10	m/7	s/0	m/8	s/0	m/0
Optim faza I	15	4	0	5	8	0	8	0	0
Optim final	15	5	0	5	7	0	10	0	0
Optim pert. mici	15	5	0	6	8	0	10	0	0

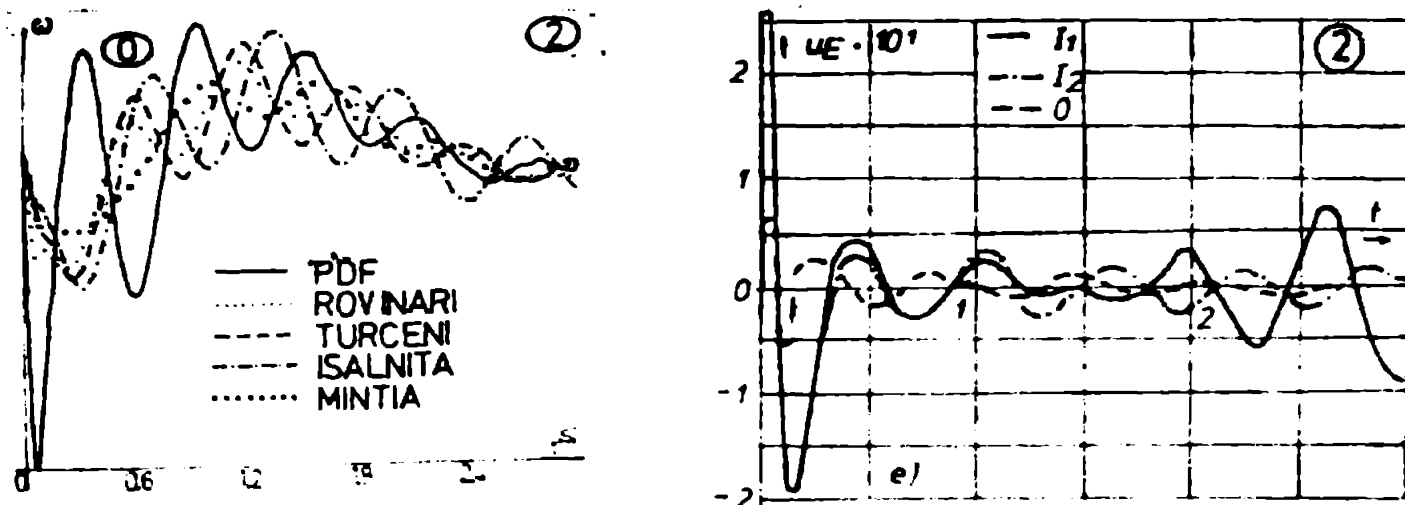
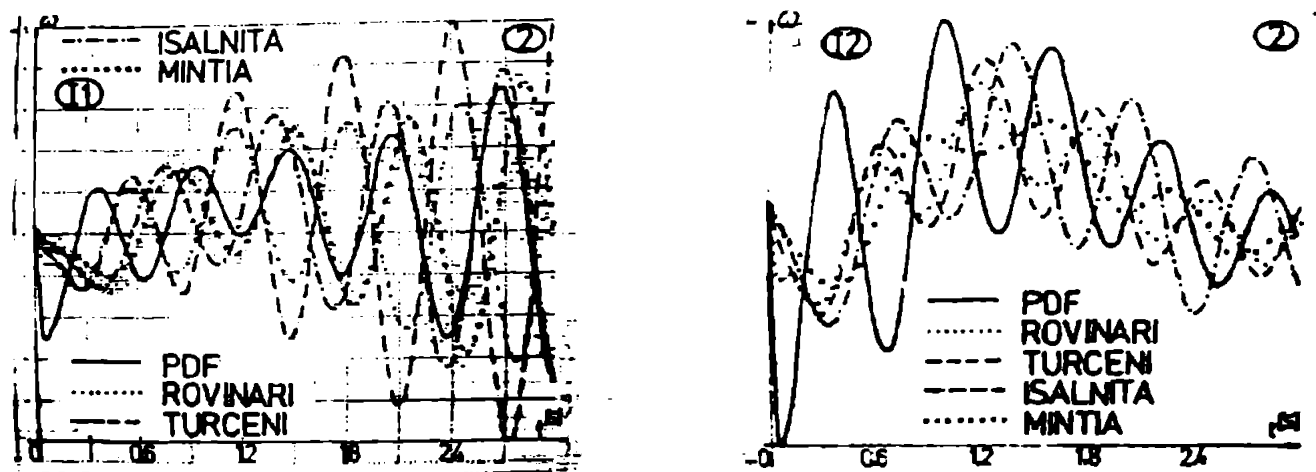
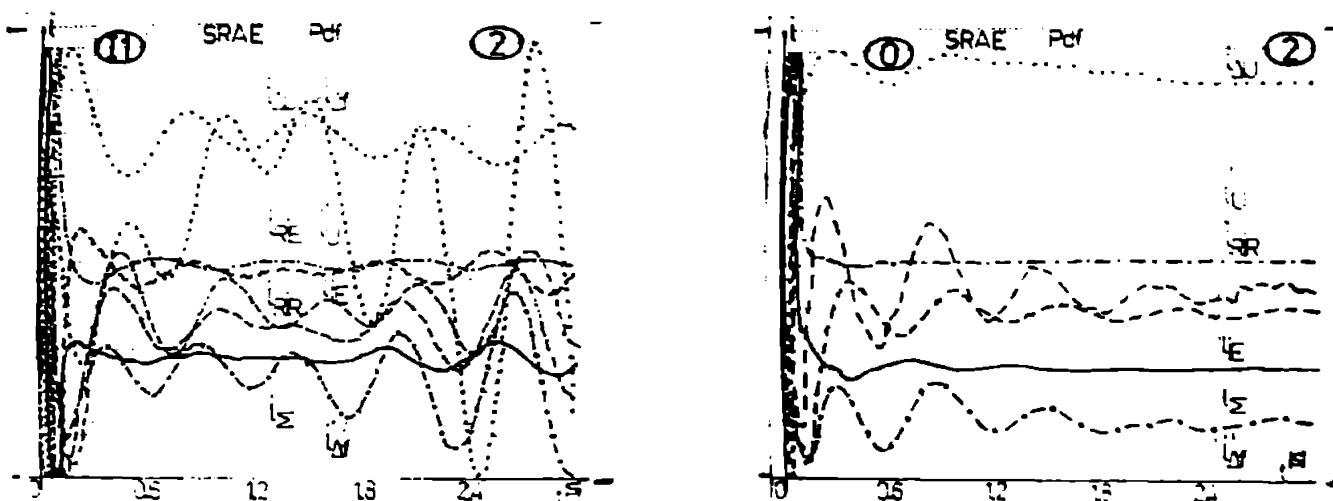
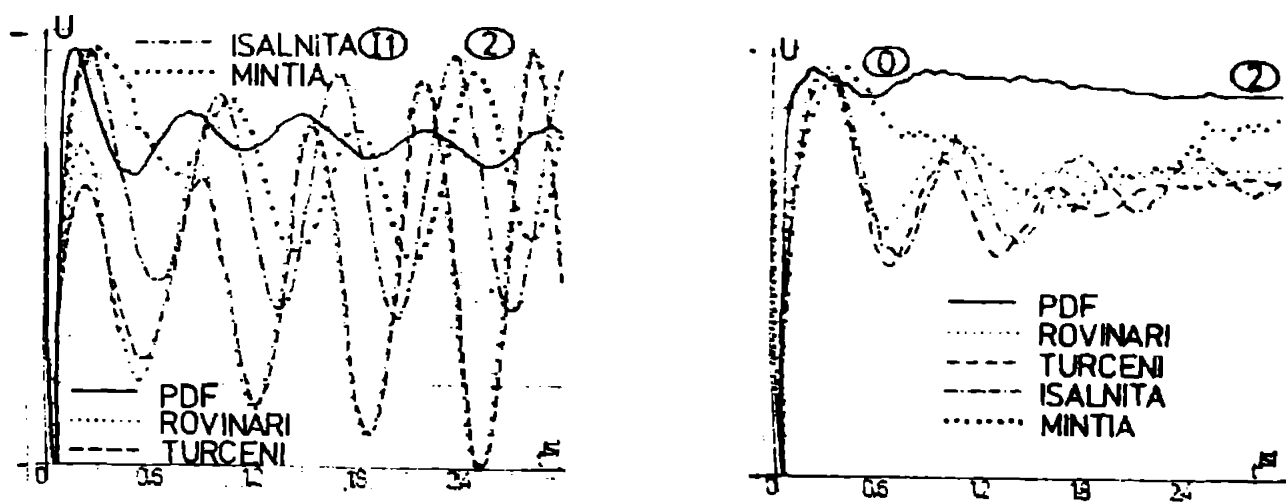
În urma primei faze s-a clarificat poziția cheilor K_{JU} , n'_{Af} , n'_{RIB} , n'_{RA} și K_s , pentru care optimul este la o extremitate a gamei posibile de valori, rămînînd pentru fazele următoare determinarea poziției cheilor n'_U , n'_f , n'_{RIR} și n'_{IE} . Setul optim rezultat în urma fazei a II-a este prezentat în tabelul 8.9 la linia "optim final", deoarece căutările din faza a III-a nu au condus la rezultate mai bune.

În tabelul 8.10 se prezintă comparativ valorile indicilor de performanță pen - tru GS de la Pdf, respectiv de la Turceni și Rovinari, și pentru ansamblul SBR, semnificatia cazurilor initiale fiind similară cu cea de la scenariul nr.1.

Tabelul 8.10

Indice	$I_U \cdot 10^3$				$I_{\omega} \cdot 10^2$			
	Pdf	Rovin	Turc	Sistem	Pdf	Rovin	Turc	Sistem
Initial 1	1.286	1.417	2.014	6.270	1.340	1.450	3.660	15.55
Initial 2	1.193	0.124	0.117	2.393	0.576	0.213	0.272	2.890
Optim	0.868	0.097	0.081	1.807	0.349	0.154	0.187	1.539
	72.7 %	78.2 %	69.2 %	75.5 %	60.6 %	72.3 %	68.8 %	67.1 %

Pentru ilustrarea efectului acordării optime a SRAB de la Pdf, în fig.8.10- 8.13 se prezintă comparativ variația mărimilor U_{ω} și a curenților din suma toru'



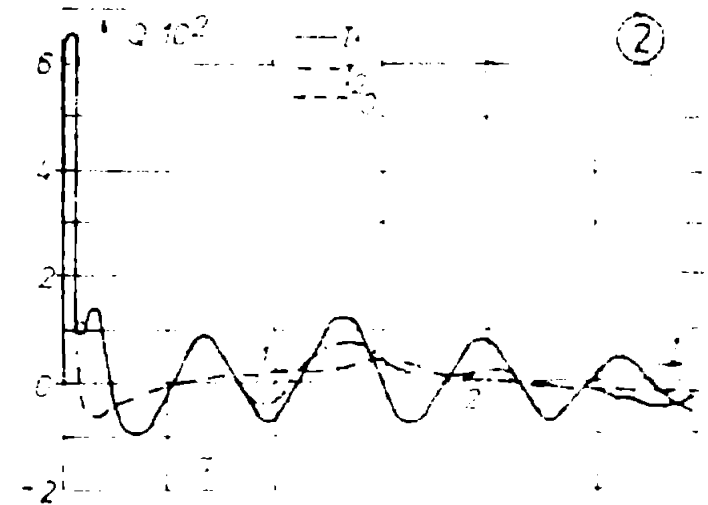
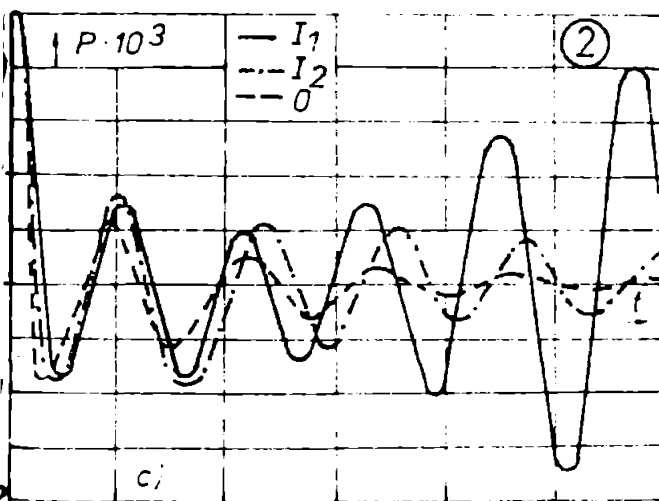
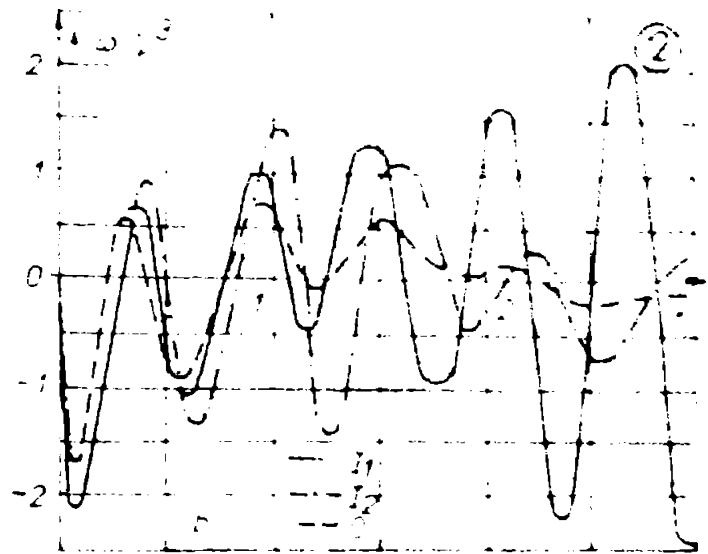
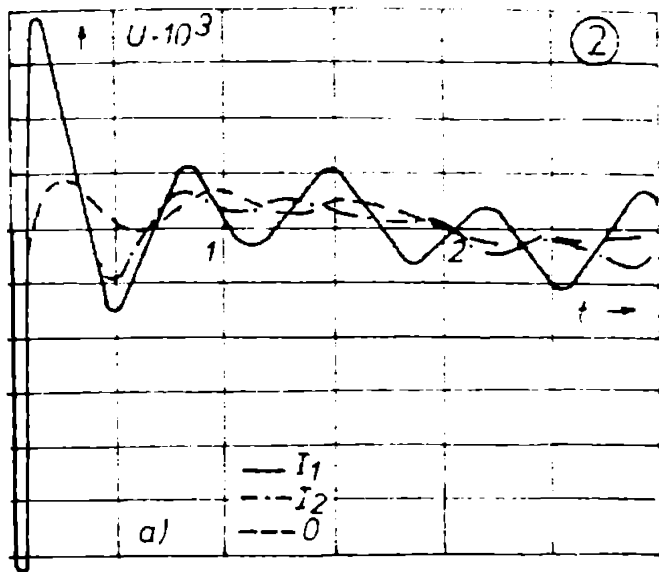


Fig.8.13. Variația mărimilor U , ω , P_g , Q_g și u_B pentru GS de la Pdf.

AE pentru situația inițială 1 și cea optimă, pentru GS de la Pdf, Turceni, Rovinari, Isalnita și Mintia (ω și pentru cazul inițial 2), respectiv a mărimilor U , P_g , Q_g și u_B pentru GS de la Pdf. Curbele din fig.8.10+8.12 sînt fiecare în parte extinse pe toată lățimea graficului, iar cele din fig.8.13 sînt reprezentate la aceeași scară, gradarea fiind făcută în abatere relativă față de valoarea inițială. Pentru facilitarea unor comparații cantitative, în tabelul 8.11 se prezintă valoarea inițială, maximă și minimă pentru fiecare mărime.

Din analiza rezultatelor referitoare la scenariul de perturbare nr.2 rezultă următoarele concluzii:

a) optimul obținut este pronunțat din toate punctele de vedere, îmbunătățindu-se considerabil calitatea proceselor dinamice, mai ales în ceea ce privește amortizarea oscilațiilor;

b) datele din tabelul 8.10 reflectă o îmbunătățire cu 30+40 % a indicilor de performanță pentru Pdf, respectiv 15+30 % pentru celelalte GS și ansamblul SEE;

c) ameliorarea indicilor de performanță este cu 10+12 % mai pronunțată pentru ω (față de I_0), atât pentru Pdf cît și pentru ansamblul SEE, determinat în primul rând de valorile selectate pentru $n_{\Delta f}^i$ și n_U^i ;

d) setul de valori optime ale cheilor de dosaj conservă sau reduce amplitudinea primei oscilații, care este mult mai scăzută ca la scenariul de perturbare 1;

e) curbele referitoare la u_B (fig.8.13e) și curenții de conducție în configura-

Tabelul 8.11

Mărimă	Grup	Valoare la 0	Initial 1		Initial 2		Optim		
			Max	Min	Max	Min	Max	Min	
U /kV/	Pdf	16.031	16.064	15.918	16.062	15.918	16.039	15.915	
	Rovi	25.254	25.312	25.202	25.273	25.210	25.270	25.210	
	Turc	25.252	25.325	25.188	25.269	25.217	25.267	25.217	
	Isal	23.900	23.916	23.865	23.910	23.865	23.914	23.865	
	Mint	16.000	16.006	15.981	16.006	15.981	16.005	15.981	
$\omega - \omega_0$ /rad/s/	Pdf	0.000	0.082	-0.072	0.048	-0.037	0.026	-0.029	
	Rovi	0.000	0.073	-0.084	0.031	-0.029	0.018	-0.024	
	Turc	0.000	0.123	-0.133	0.037	-0.032	0.022	-0.025	
	Isal	0.000	0.097	-0.087	0.032	-0.035	0.024	-0.028	
	Mint	0.000	0.085	-0.079	0.020	-0.024	0.014	-0.018	
P _g /MW/	Pdf	1020.	1046.	1003.	1046.	1010.	1046.	1010.5	
	Rovi	990.0	1006.	974.4	998.0	987.6	998.0	988.6	
	Turc	1323.	1360.	1293.	1330.	1317.	1330.	1319.3	
	Isal	630.0	642.7	618.3	632.2	627.0	632.5	627.8	
	Mint	790.0	804.5	776.3	794.6	787.9	794.6	788.9	
Q _g /MVAR/	Pdf	295.1	314.3	292.4	314.3	292.6	313.7	293.8	
	Rovi	465.8	472.2	459.3	472.7	464.6	472.9	465.0	
	Turc	209.3	223.4	199.8	217.0	207.6	217.2	207.9	
	Isal	312.9	315.1	311.6	315.1	312.3	315.2	312.3	
	Mint	457.3	461.8	455.8	461.8	456.0	461.8	456.5	
u _B /V/	Pdf	331.9	449.8	268.5	449.8	270.5	354.3	313.5	
	1 _Σ	Pdf	7.94	159.0	-55.7	159.0	-50.5	66.56	-13.1
	1 _{ΔU}	Pdf	40.8	154.5	-7.00	154.5	-94.0	89.20	-58.4
	1 _U	Pdf	0.00	170.3	-175.5	170.3	-175.5	106.0	-103.9
	1 _{Δf}	Pdf	0.00	6.50	-7.50	6.50	-7.50	0.00	0.00
	1 _{Δf}	Pdf	0.00	87.6	-26.6	87.3	-17.3	109.2	-18.4
	1 _{RIR}	Pdf	-32.8	11.5	-115.4	10.1	-115.4	-49.0	-77.6
	1 _{RIE}	Pdf	0.00	31.0	-33.8	30.7	-33.8	0.00	0.00
	1 _{IE}	Pdf	0.00	26.8	-42.6	25.8	-42.6	33.8	-52.1

torul sumator al SRAB (fig.8.11), precum și maximele și minimele corespunzătoare din tabelul 8.11, indică la poziția optimă o "calzare" a acțiunii SRAB, datorată în esență reducerii amplificării pe canalul principal al abaterii de tensiune ($K_{\Delta U}$) și mărimii reacției rigide (n_{RIR});

f) sursele de îmbunătățire a valorii indicilor de performanță sînt prezentate sintetic în tabelul 8.12;

Tabelul 8.12

Cheie	Indice	$K_{\Delta U}$	n_{U}^i	$n_{\Delta f}^i$	n_{RIR}^i	n_{RIE}^i	n_{IE}^i	n_{RA}^i	K_s
I _U Pdf/Sistem		+/+	+/-	+/-	-/-	+/+	+/+	+/-	+/+
I _ω Pdf/Sistem		+/+	+/+	+/+	+/+	-/+	+/+	+/+	+/+

g) informațiile referitoare la situația inițială I₁ (curbele corespunzătoare din fig.8.10+8.13 și datele din tab.8.11) atestă acordarea necorespunzătoare a SRAB pentru grupurile de 330 MW de la Turceni și Rovinari, avînd ca efect excitația și întreținerea unor oscilații, atât pe partea activă cît și pe cea reactivă, în tot sistemul;

h) rezultatele prezentate demonstrează capacitatea programului COKESTAB de a analiza regimuri de mici perturbații, fără a pune probleme semnificative de erori numerice.

În urma analizei unui număr mare de regimuri de mici perturbații pentru diverse încărcări active și reactive ale GS de la Pdf, respectiv ale celorlalte generatoare în zona Oltenia, a rezultat optimul general pentru perturbațiile de intensitate redusă, prezentat în ultima linie a tabelului 8.9.

8.2.5. Optimizarea la scenariul de perturbație nr.3 și la mari perturbații.

Optimizarea valorii parametrilor SRAE de la Pdf la scenariul de perturbație nr. 3 s-a realizat în modul prezentat pentru scenariile precedente, rezultatele calitative și cantitative ale primei faze fiind prezentate în paragraful 8.2.2. Setul optim aproximativ este prezentat în tabelul 8.13, constituind baza de plecare pentru cea a II-a și a III-a, care au condus la optimul final pentru scenariul de perturbație nr.3 (tabelul 8.13).

Tabelul 8.13

Parametru	$K_{\Delta U}$	n'_U	n'_{Pf}	n'_{Tr}	n'_{RIR}	n'_{RIR}	n'_{IE}	n'_{RA}	K_B
Regim									
Optim, faza I	15	4	0	6	5	0	10	0	0
Optim final	25	5	2	5	6	0	5	0	0
Optim general mari perturb.	25	6	1	6	6	0	8	0	0

În tabelul 8.14 se prezintă comparativ valorile indicilor de performanță pentru GS de la Pdf, respectiv de la Rovinari și Turcenii, și pentru ansamblul sistemului, semnificația casurilor inițiale fiind similară cu cea de la scenariul de perturbație nr.1.

Tabelul 8.14

Indice	I_U				I_{10^2}			
	Pdf	Rovin	Turc	Sistem	Pdf	Rovin	Turc	Sistem
Inițial 1	2.706	1.028	0.824	9.168	2.781	1.594	1.714	27.51
Inițial 2	2.630	0.961	0.745	8.965	2.766	1.451	1.346	25.22
Optim	2.210	0.842	0.626	7.560	1.942	1.033	1.034	19.25
	84.0 %	87.6 %	84.3 %	84.3 %	70.2 %	74.6 %	75.8 %	76.3 %

Pentru ilustrarea efectului acordării optime a SRAE de la Pdf, în fig.8.14-8.19 se prezintă comparativ variația mărimilor U , P_g și Q_g pentru situația inițială 1 și cea optimă (GS de la Pdf, Rovinari, Turcenii, Isalnița și Mintia), a vitezei unghiulare pentru toate cele trei situațiile, a curenților de comandă din amplificatorul sumator al SRAE, respectiv a acelorasi mărimi și a tensiunii de excitație numai pentru GS de la Pdf. Curbele din fig.8.14-8.18 sînt extinse fiecare în parte pe toată lățimea graficului, iar cele din fig.8.19 sînt reprezentate la aceeași scară, gradarea fiind făcută în abatere relativă față de valoarea la momentul t_0 . Pentru facilitarea unor comparații cantitative, în tabelul 8.15 se prezintă valoarea inițială pentru toate mărimile, respectiv cea maximă și minimă.

Din analiza rezultatelor referitoare la scenariul de perturbație nr.3 rezultă următoarele concluzii:

- a) optimizarea la mari perturbații prezintă probleme complexe, datele din tabelul 8.14 atestînd existența incontestabilă a unui optim (ceva mai "plat" decît la celelalte scenarii de perturbație);
- b) ameliorarea valorii indicilor de performanță este de ordinul de mărime a 15-20 % pentru GS de la Pdf, respectiv 10-25 % pentru celelalte grupuri și ansamblul

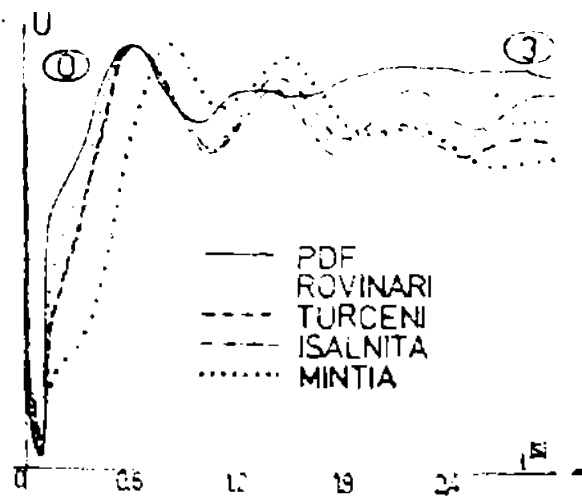
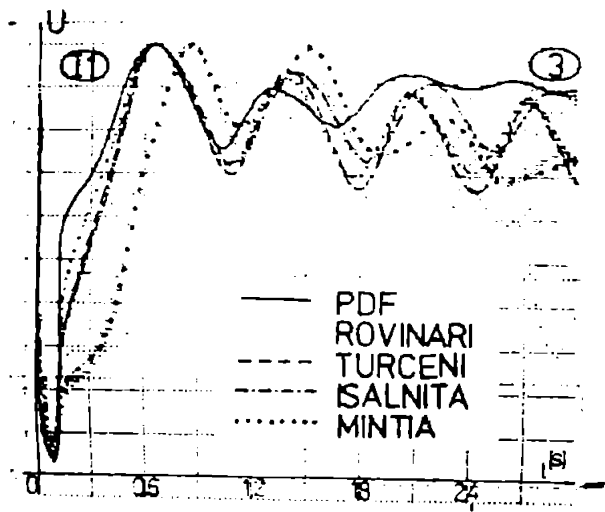


Fig.8.14. Variatia tensiunii la bornele GS pentru scenariul de perturbatie nr.3.

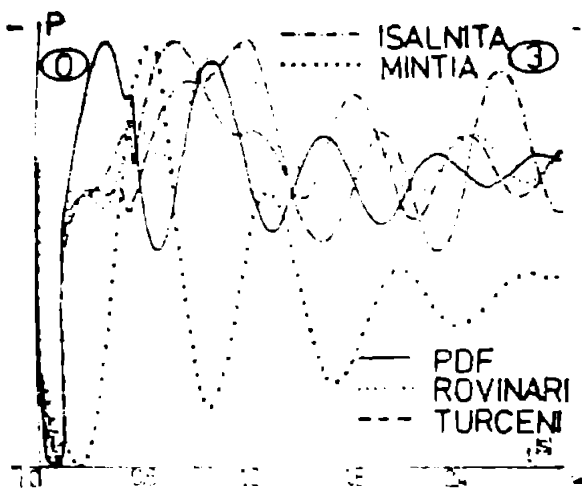
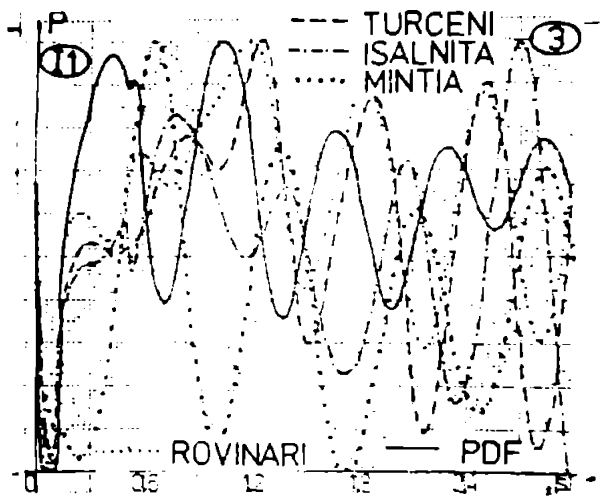


Fig.8.15. Variatia puterii active generate pentru scenariul de perturbatie nr.3.

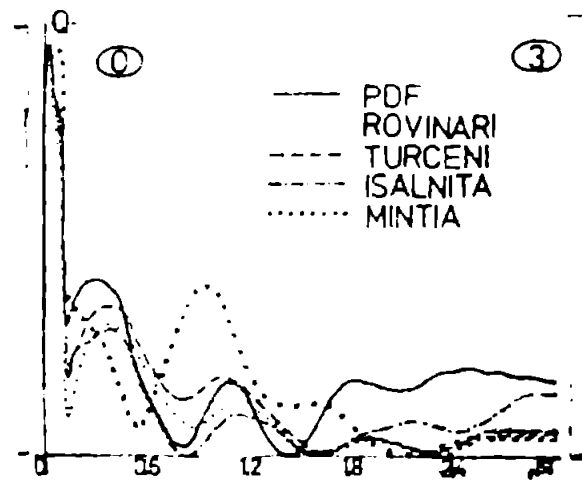
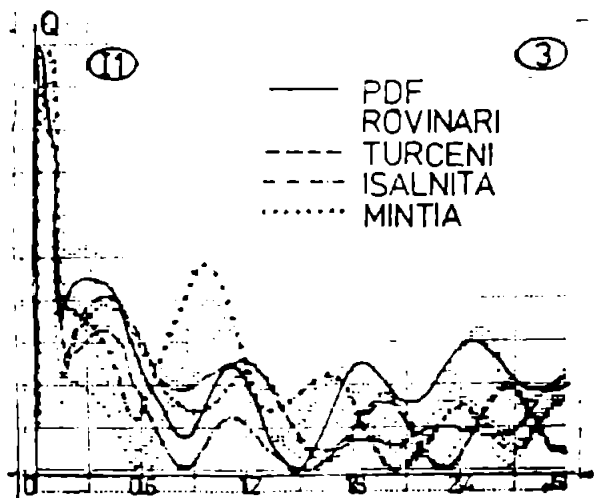


Fig.8.16. Variatia puterii reactive generate pentru scenariul de perturbatie nr.3

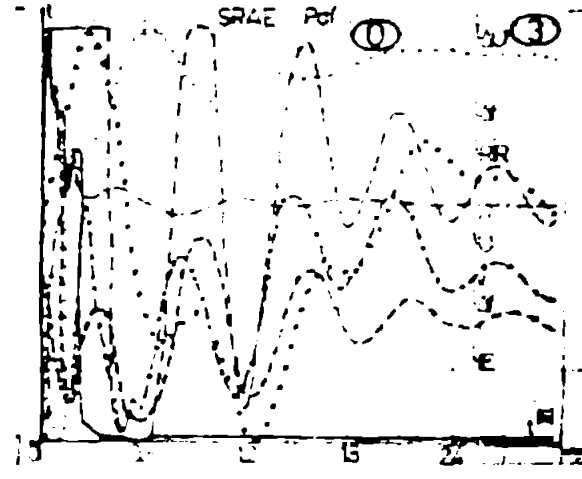
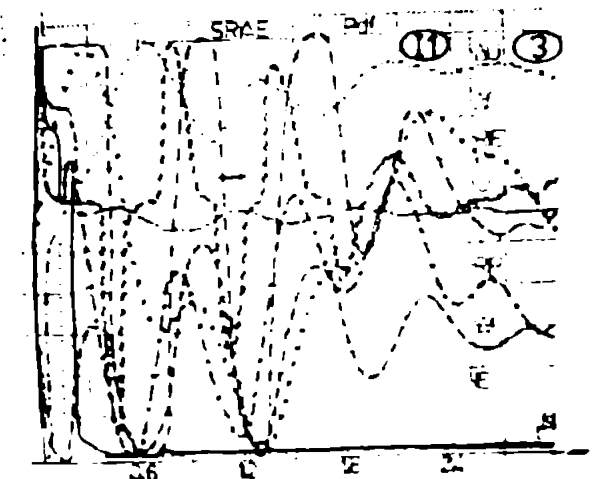


Fig.8.17. Variatia curentilor de comandă din sumatorul SRAE pentru GS de la Pdf

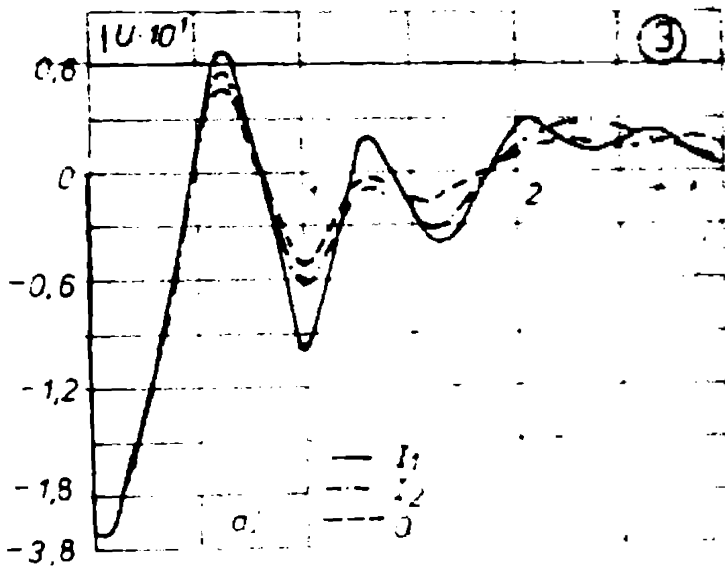
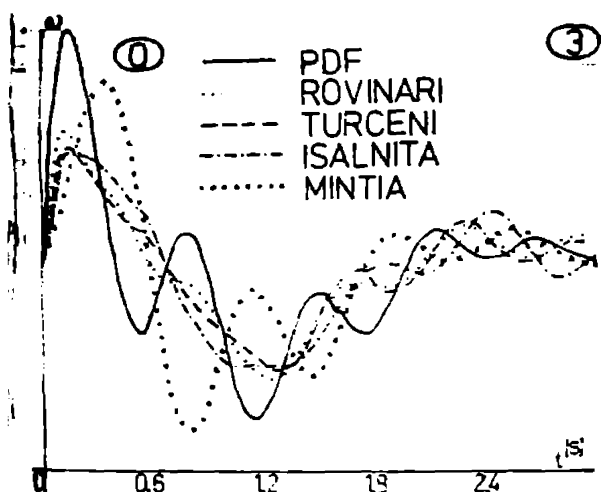
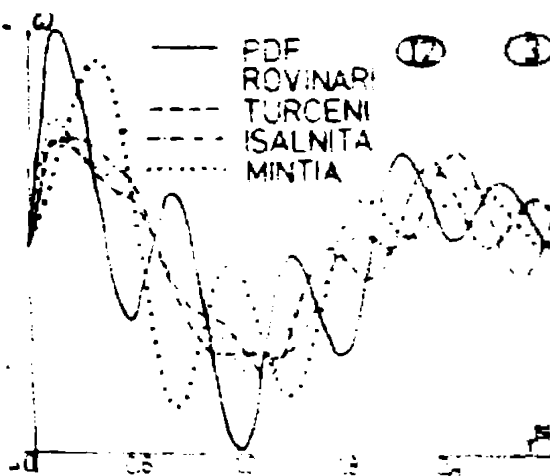
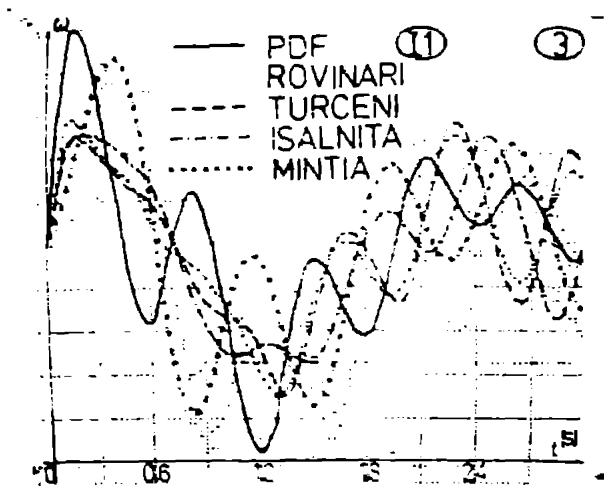


Fig. 8.18. Variatia vitezei unghiulare la scenariul de perturbatie nr. 3.

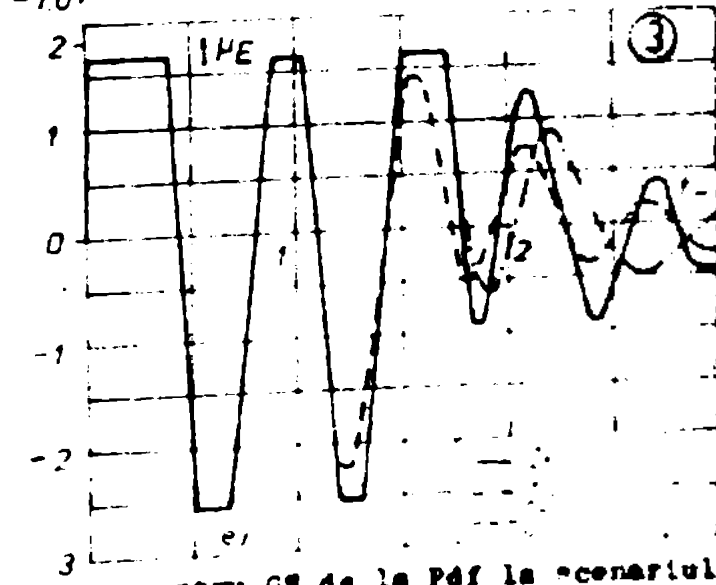
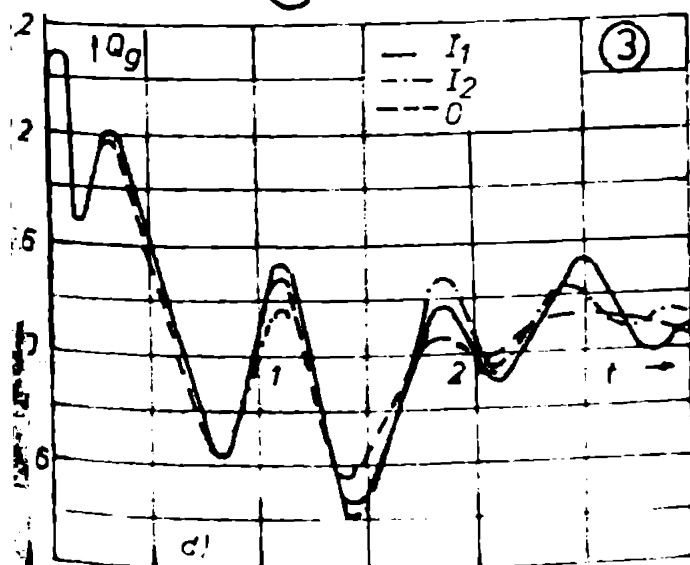
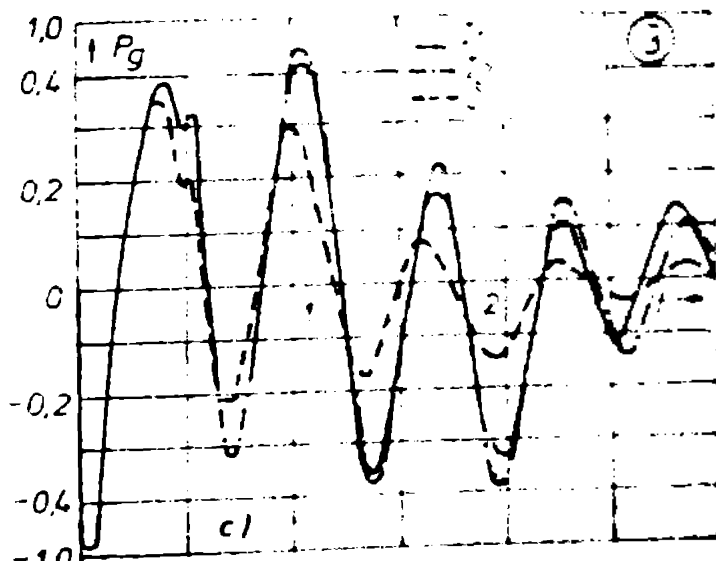
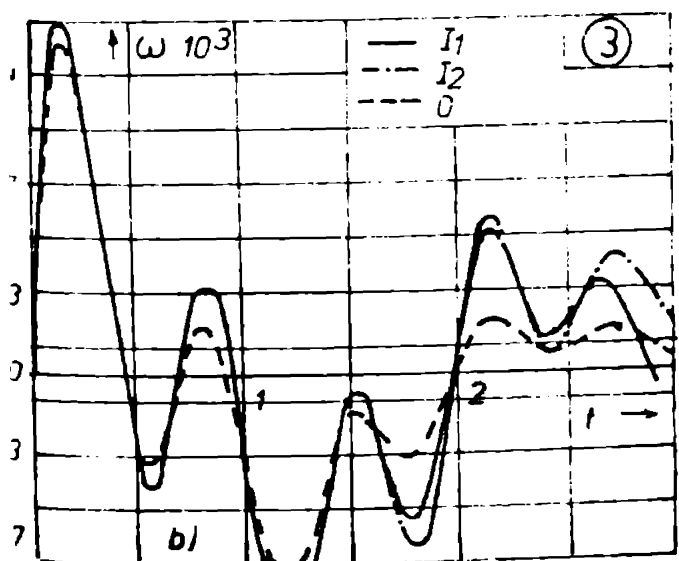


Fig. 8.19. Variatia marimilor ω , P_g , Q_g pentru GS de la POF la scenariul de perturbatie nr. 3.

Tabelul 8.15

Mărimă	Grup	Valoarea la 0 ⁻	Initial 1		Initial 2		Optim		
			Max	Min	Max	Min	Max	Min	
U /kV/	Pdf	16.031	17.108	7.746	16.944	7.746	16.847	7.746	
	Rovi	25.254	27.214	17.209	27.128	17.197	27.029	17.199	
	Turc	25.252	27.268	18.599	27.124	18.562	27.121	18.584	
	Isal	23.900	25.197	17.233	25.155	17.230	25.132	17.232	
	Mint	16.000	16.811	15.551	16.785	13.550	16.785	13.552	
$\omega-\omega_c$ /rad/s/	Pdf	0.000	4.082	-3.831	4.082	-2.655	3.884	-2.435	
	Rovi	0.000	2.369	-2.819	2.365	-2.523	2.248	-1.801	
	Turc	0.000	2.256	-2.782	2.049	-2.405	1.918	-1.679	
	Isal	0.000	2.050	-2.165	2.039	-2.113	1.884	-1.609	
	Mint	0.000	3.492	-3.157	3.492	-3.074	3.052	-2.602	
P _g /MW/	Pdf	1020.	1469.	195.6	1483.	195.6	1388.	195.60	
	Rovi	990.0	1209.	553.6	1175.	553.0	1149.	552.5	
	Turc	1323.	1570.	829.3	1564.	827.2	1523.	826.9	
	Isal	630.0	698.5	386.8	704.9	386.9	671.2	386.9	
	Mint	790.0	1196.	554.2	1189.	554.3	1131.	559.7	
Q _g /MVAR/	Pdf	295.1	1415.	35.80	1415.	41.65	1415.	85.31	
	Rovi	465.8	1542.	291.4	1542.	381.2	1542	394.4	
	Turc	209.3	1446.	61.93	1446.	97.85	1446.	119.6	
	Isal	312.9	692.3	257.3	692.3	265.5	692.3	261.4	
	Mint	457.3	866.1	414.3	866.1	437.2	866.1	434.3	
u _B /V/	Pdf	331.9	890.0	-550.0	890.0	-550.0	890.0	-550.0	
	1 _ε	Pdf	7.940	16489.	-337.4	17270.	-1104.	17270.	-964.9
	1 _{ΔU}	Pdf	40.80	8579.	-1066.	3565.	-888.9	9584.	-794.0
	1 _{ΔU}	Pdf	0.000	11950.	-8919.	11950.	-8914.	11950.	-8927.
	1 _{ΔI}	Pdf	0.000	489.0	-554.6	489.0	-549.0	453.0	-429.0
	1 _{ΔI}	Pdf	0.000	1010.	-748.2	1554.	-1026.	1526.	-1010.
	1 _{RIR}	Pdf	-32.8	584.5	-423.5	701.4	-508.2	701.4	-508.2
	1 _{RIB}	Pdf	0.000	258.8	-158.6	258.8	-158.6	0.000	0.000
	1 _{ΔE}	Pdf	0.000	571.2	-1439.	367.0	-887.0	363.0	-887.8

sistemului (ponderare de același ordin de mărime a oscilațiilor de ω și U, respectiv a corintelor GS individuale și ale ansamblului sistemului);

c) îmbunătățirea valorii indicilor de performanță este cu 10-15 % mai accentuată pentru I_{ω} decât pentru I_U ;

d) amortizarea oscilațiilor după derularea ultimului pas al scenariului de perturbare este net superioară la optim, pe fondul reducerii sau conservării amplitudinii primelor oscilații după discontinuitățile majore;

e) în perioada primei secunde acțiunea SRAS este identică la toate situațiile (mai ales că timp de 0.3 s se manifestă acțiunea canalului de forțare prin relee, care amănă practic efectul celorlalte semnale), fiind relativ mai "liniștită" în timpul următoarelor secunde (amortizarea oscilațiilor);

f) amplitudinea oscilațiilor este cu un ordin de mărime mai mare ca la perturbațiile de medie intensitate, concluzie valabilă și pentru indicii de performanță;

g) din fig.8.14+8.19, curbele corespunzătoare situației inițiale II, rezultă, poate mai puțin pregnant decât în cazurile precedente, acordarea necorespunzătoare a SRAS pentru GS de 330 KV de la Turceni și Rovinari (se va resimți mai puternic în următoarele 1-2 secunde, prin întreținerea oscilațiilor);

h) în fig.8.18 se distinge în mod cel mai clar oscilațiile electromecanice ale rețoarelor GS individuale (cu frecvență de ordinul de mărime a 1.5 Hz), precum și

cele mai lente ale centrului de inerție al JEE (0.5+0.6 Hz).

În urma analizei unui număr mare de regimuri de perturbatii puternice (scurtcircuite, urmate de RART reusit sau nereusit, pe liniile de 400 kV Pdf-Rovinari, Furceni-Rovinari, Furceni-Sibiu, Rovinari-Bucuresti, etc., respectiv linia de 220 kV Pdf-Resita) a rezultat optimul general pentru mari perturbatii, prezentat în ultima linie a tabelului 8.13.

Se menționează faptul că pentru regimul de tip maxim al SEEN analizat în lucrare, în ipoteza funcționării cu cupla de 220 kV deschisă la Pdf, trei grupuri fiind racordate la barele de la care pleacă linia de 220 kV dublu circuit Pdf-Resita, scurtcircuitul trifazat pe un circuit al acestei linii a condus la instabilitate, indiferent de poziția cheilor de dozaj ale SRAE de la Pdf (causată în principal de imposibilitatea restabilirii tensiunii).

8.2.6. Stabilirea optimului general pentru SRAE Pdf.

Rezultatele prezentate în paragrafele anterioare privind seturile optime ale cheilor de dozaj pentru diverse scenarii de perturbatie sînt sintetizate în tabelul 8.16.

Tabelul 8.16

Parametru	$K_{\Delta U}$	n'_U	$n_{\Delta f}$	$n'_{\Delta f}$	n_{RIR}	n_{RIB}	n_{IR}	n_{RA}	K_g
Tip optim									
Perturbatii mici	15	5	0	6	8	0	10	0	0
Perturbatii medii	25	6	0	6	3	0	10	0	0
Perturbatii mari	25	6	1	6	5	0	8	0	0
Optim general	25	6	0	6	5	0	9	0	0
Cupla 220 kV Pdf1	25	4	2	8	7	0	10	0	0
deschisă Pdf2	25	6	0	6	5	0	9	0	0
Poziția inițială	50	6	3	3	5	8	5	0	4

Pe baza celor trei optime parțiale rezultă optimul general recomandat pentru SRAE ale GS de la Pdf (tabelul 8.15), menționându-se următoarele aspecte:

a) optimul general apare destul de clar din cele trei seturi optime anterioare, deosebiri relativ mai accentuate ^{fiind} doar la amplificarea pe canalul principal al abaterii de tensiune ($K_{\Delta U}$) și reacția rigidă (n_{RIR});

b) modificarea principală față de poziția inițială este reducerea lui $K_{\Delta U}$ de la 50 la 25, dictată în principal de considerente legate de amortizarea oscilațiilor, respectiv corelarea cu condițiile SEEN și parametrii SRAE pentru celelalte GS;

c) rămîn nemodificate dozajele canalului derivativ al abaterii de tensiune (n'_U) și reacției rigide (n_{RIR});

d) se amolează complet semnalul pe canalul abaterii de frecvență ($n_{\Delta f}$), reacții elastice (n_{RIB}) și compundajului (K_g), aducându-se și n_{RA} la valoare nulă;

e) se dublează practic dozajul semnalului pe canalul derivatei abaterii de frecvență ($n'_{\Delta f}$) și al curentului de excitație (n_{IR});

f) în ipoteza cuplei deschise la 220 kV, trei grupuri alimentînd barele de la care pleacă linia de 220 kV Pdf-Resita (Pdf1), celelalte GS fiind legate prin autotransformatoarele de 220/400 kV la barele de 400 kV (Pdf2), este oportună utilizarea

rea unor poziții diferite ale cheilor de dozaj pe canalele $n'_{\Delta U}$, $n'_{\Delta U}$, n'_{RIR} și n'_{13} (tabelul 8.1.5).

8.3. Utilizarea unor SRAB intensive, cu parametri optimizați, la GS de 330 MW de la Turceni și Rovinari.

8.3.1. Prezentarea problemei.

Grupurile de 330 MW de la Rovinari și Turceni sunt echipate cu SS constând dintr-un generator de c.a. coaxial, care alimentează înfășurarea de excitație a GS prin intermediul unei punți cu tiristoare, comandată de un SRAB electronic proporțional, cu compundaj (modelul nr.2 de SE și SRAB, prezentat în paragraful 3.1.5.3 și anexa A3.3). Așa cum rezultă din datele prezentate în tabelul A3.3.1, SRAB este foarte rapid, realizând o amplificare mare pe canalul principal al abaterii de tensiune (aproximativ 50 urn).

Rezultatele din capitolul 7, atât cele experimentale cât și cele calculate, au condus la concluzia acordării necorespunzătoare a acestor SRAB. La o concluzie similară s-a ajuns și în subcapitolul 8.2, scenariile de perturbare nr.1 și 2 (de intensitate medie și redusă), fig.8.4+8.9, respectiv 8.10+8.13, indicând apariția unor oscilații neamortizate, datorate în principal coeficientului de amplificare mult prea mare al SRAB cu care sunt echipate GS de 330 MW de la Rovinari și Turceni. Argumentele din cap.8 sunt și mai edificatoare decât cele din cap.7, deoarece regimul de tip maxim analizat aici consideră un număr de 3, respectiv 4, grupuri de 330 MW, încărcate la sarcină activă nominală și un factor de putere inductiv de 0.9, respectiv 0.99 (în cap.7 numărul și încărcarea acestor grupuri era mai redusă, la un factor de putere mai apropiat de cel nominal).

În scopul remedierii acestei situații, în lucrare se propune utilizarea unor semnale suplimentare de stabilizare, luându-se în considerare modelul nr.4 de SRAB (paragraful 3.1.5.5 și Anexa A3.6). Pentru regimul de funcționare al SEM prezentat în subcapitolul 8.1 și scenariile de perturbare de tipul celor precizate în paragraful 8.2.1 (de diverse intensități) se realizează determinarea valorilor optime ale parametrilor reglabili ai SRAB: $K_{\Delta U}$, $n'_{\Delta U}$, $n'_{\Delta U}$, $n'_{\Delta P}$ și K_{Σ} (care dozează semnalul de comandă pe canalul principal al abaterii de tensiune, canalele suplimentare și cel de compundare).

În lucrare se exemplifică în detaliu rezultatele optimizării pentru un scenariu de perturbare de intensitate medie: deconectarea intempestivă a liniei de 400 kV Turceni-Rovinari, încărcată cu o putere de $(250+j87)$ MVA, circulând de la Rovinari la Turceni. Pe baza unui proces de optimizare similar cu cel din subcapitolul 8.2 rezultă valorile optime ale parametrilor reglabili ai SRAB intensive de modelul 4.

8.3.2. Optimizarea SRAB pentru un scenariu de perturbare de intensitate medie.

În prima etapă de optimizare s-a realizat o căutare unidimensională grosieră, determinându-se influența fiecărui parametru. Rezultatele sunt prezentate sub

ă de grafice în fig.8.20 și 8.21 pentru GS de la Rovinari, respectiv Turceni, evidențiindu-se următoarele concluzii:

- a) după gradul de influență cheile de dozaj se pot diviza în trei categorii
 - influență puternică asupra tuturor indicilor de performanță, atât pentru GS individual cât și pentru SEE: $K_{\Delta U}$, n'_U , $n_{\Delta P}$
 - influență puternică asupra lui I_U și redusă asupra lui I_{ω} : K_s
 - influență slabă din toate punctele de vedere: $n_{\Delta \omega}$;
- b) influență cantitativă de același ordin de mărime atât asupra lui I_U , cât și asupra lui I_{ω} ;
- c) influența calitativă și cantitativă asemănătoare pentru GS de la Turceni și Rovinari;
- d) după modul de variație al indicilor de calitate se disting următoarele situații
 - variație monotonă, crescătoare sau descrescătoare, pentru toți indicii: $n_{\Delta \omega}$
 - variație cu extrem în gama de reglaj pentru toți indicii: $K_{\Delta U}$, $n_{\Delta P}$
 - variație cu extrem în gama de reglaj la I_U (atât pentru GS individuale, cât și pentru sistem), respectiv monotonă pentru I_{ω} : n'_U , K_s ;
- e) pentru optimizarea valorii lui $K_{\Delta U}$ este posibilă găsirea unui compromis între I_U și I_{ω} , respectiv cerințele locale și ale sistemului în ansamblu;
- f) valorile optime pentru n'_U și K_s din punctul de vedere al indicilor de performanță I_U sînt cu 3-4 unități mai mari decît cele rezultate în funcție de I_{ω} , iar pentru $n_{\Delta P}$ situația se prezintă invers;
- g) comparînd curbele din fig.8.20 și 8.21 cu cele din fig.8.2, rezultă în mod evident sensibilitatea mai mare a GS de la Rovinari și Turceni, comparativ cu Pdf, privind gradul de influență al parametrilor reglabili ai SRAE.

Rezultatele primei faze de optimizare sînt sintetizate în tabelul 8.17, unde s-a precizat cea mai bună valoare a cheilor de dozaj din punctul de vedere al diverselor indici de performanță, precum și optimul găsit în faza aceasta.

Tabelul 8.17

Parametru Indice	$K_{\Delta U}$	n'_U	$n_{\Delta \omega}$	$n_{\Delta P}$	K_s	$K_{\Delta U}$	n'_U	$n_{\Delta \omega}$	$n_{\Delta P}$	K_s
	Rovinari					Turceni				
I_U GS/Sistem	13/ 5	4/0	0/0	2/6	4/3	15/20	4/4	0/0	2/3	3/4
I_{ω} GS/Sistem	12/ 6	0/0	0/0	2/6	3/0	21/30	0/0	0/0	7/6	0/10
Optim faza I	10	2	0	5	3	20	2	0	5	4
Optim final	12	2	0	6	4	20	2	0	5	3
Optim general	15	2	0	5	3	20	2	0	6	4
Optim general perturb. medii	15	2+3	0	5+6	3+4	20	2+3	0	5+6	3+4

În urma efectuării tuturor fazelor de optimizare a rezultat soluția finală pentru scenariul de perturbare analizat (tabelul 8.17). În tabelul 8.18 se prezintă comparativ valorile indicilor de performanță pentru GS de la Turceni, Rovinari și Pdf, precum și pentru ansamblul SEE (SRAE ale GS de la Pdf au cheile de dozaj fixate pe poziția de optim general din paragraful 8.2.6), evidențiindu-se rezultatele spectaculoase obținute.

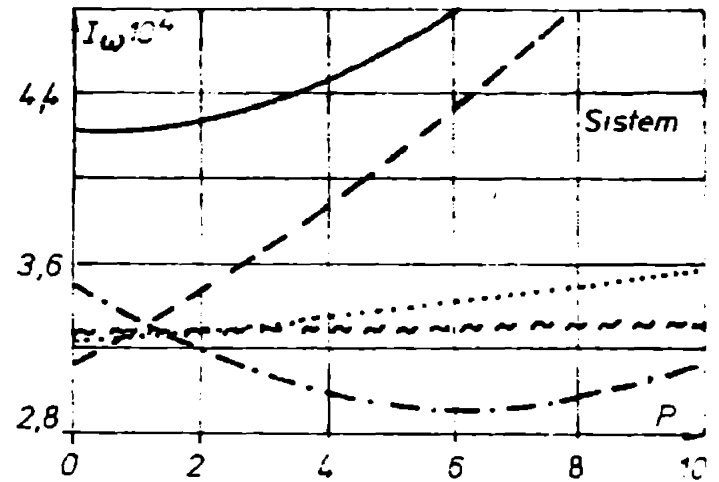
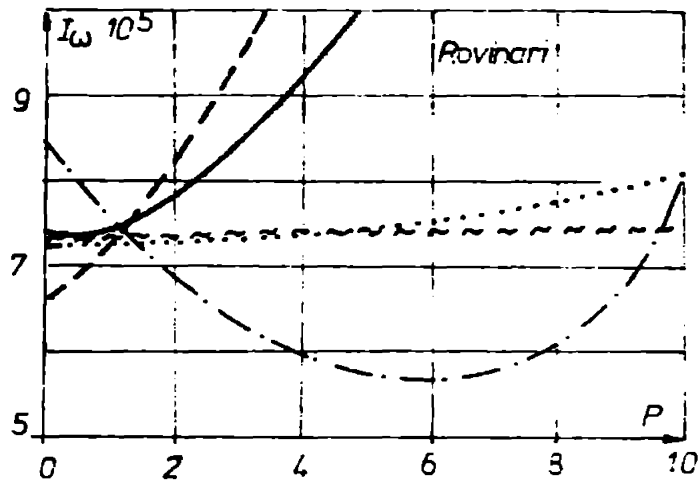
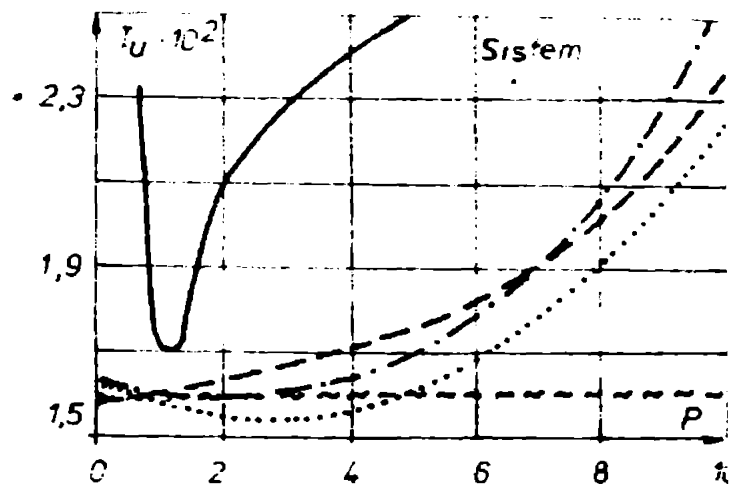
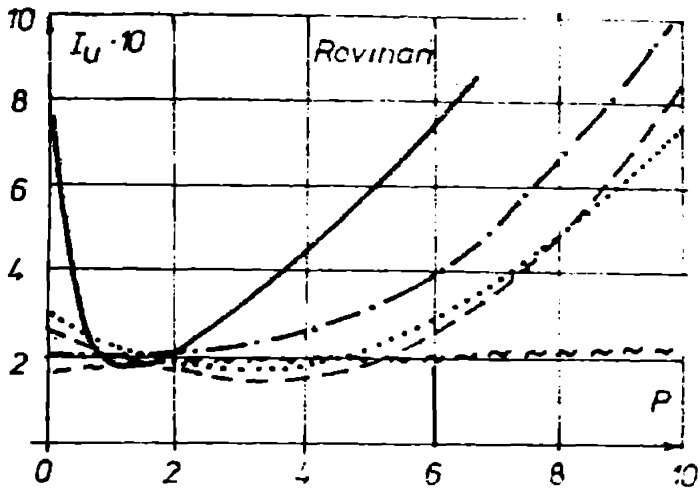
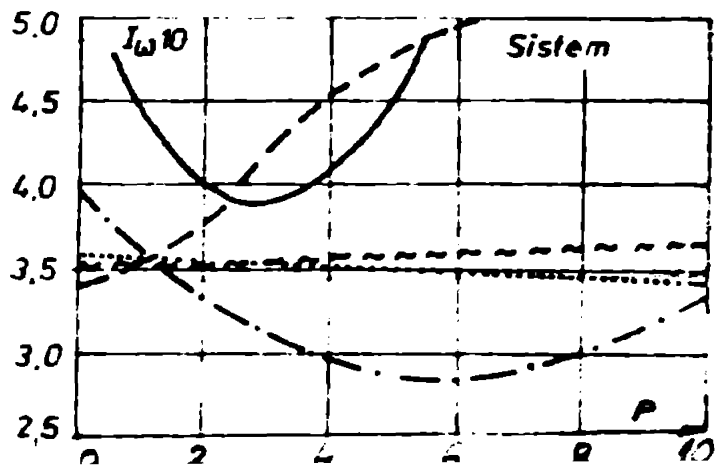
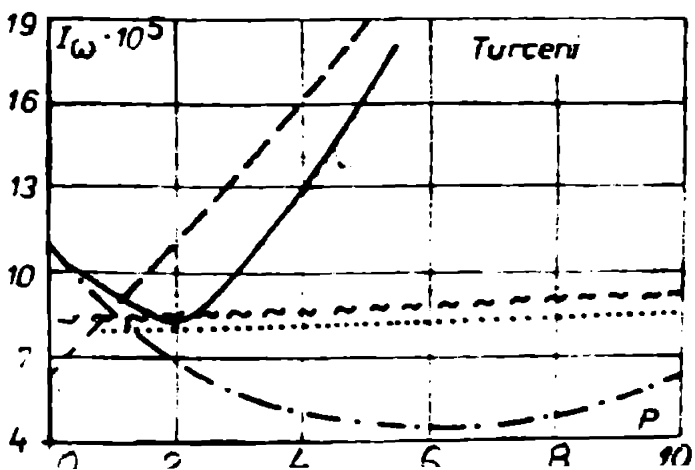
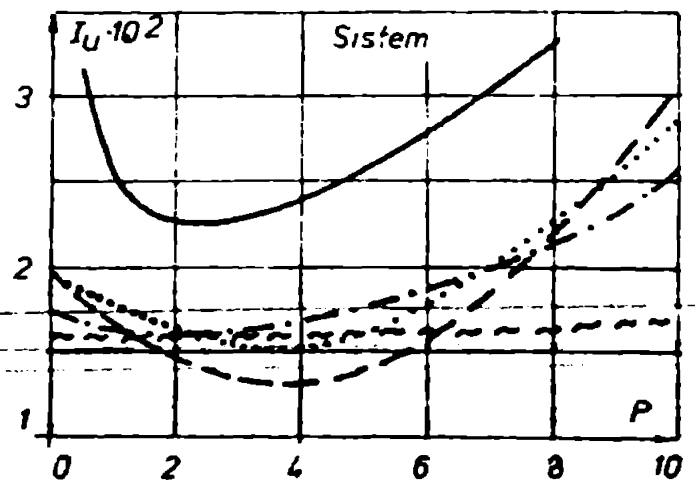
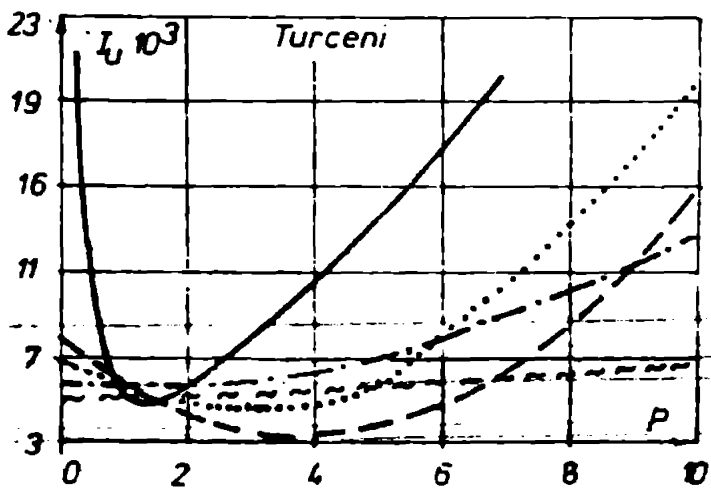


Fig. 8.20. Variația indicilor de performanță pentru GS de la Rovinari

— $K_{\Delta U}$ - - - n_U - · - $n_{\Delta \omega}$ · · · $n_{\Delta P}$ · · · K_S

Fig. 8.21. Variația indicilor de performanță pentru GS de la Turceni



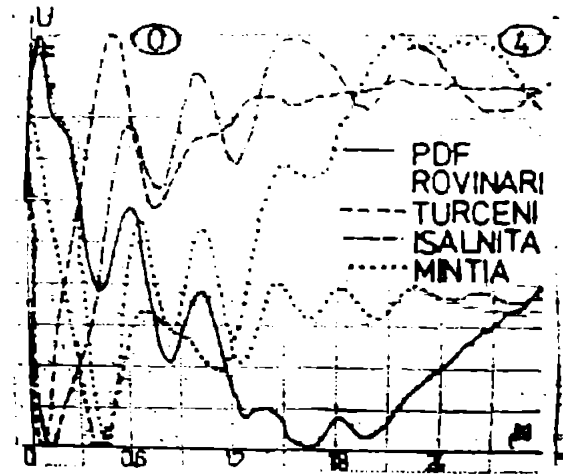
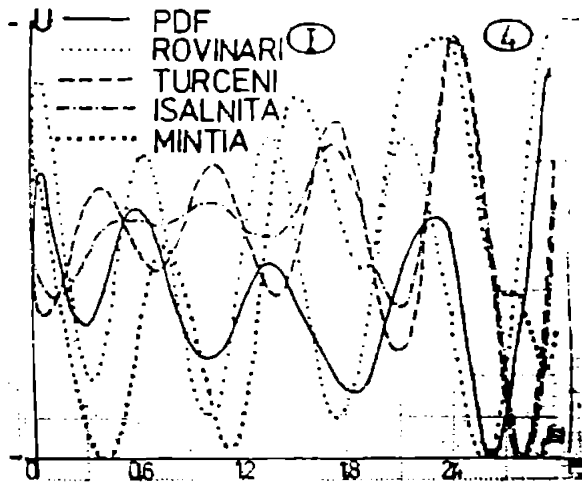


Fig.8.22. Variația tensiunii la bornele GS.

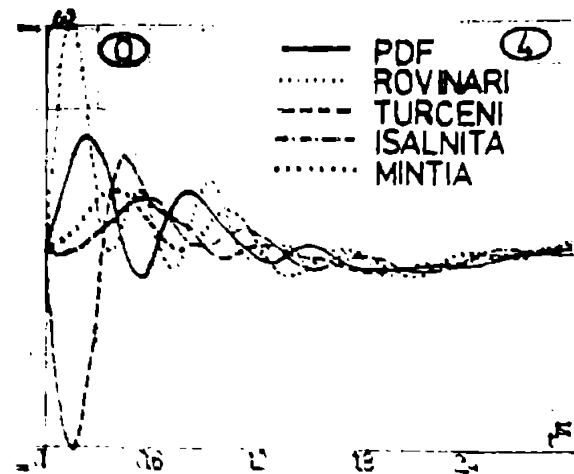
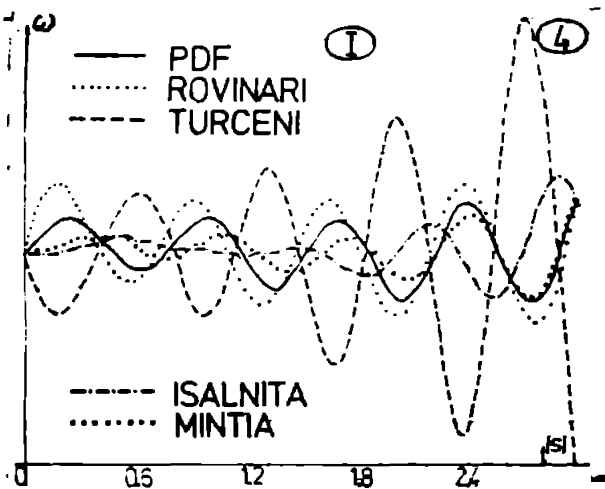


Fig.8.23. Variația vitezei unghiulare a GS.

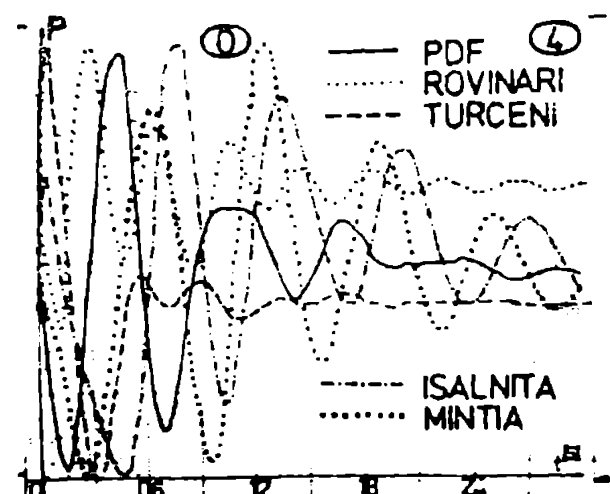
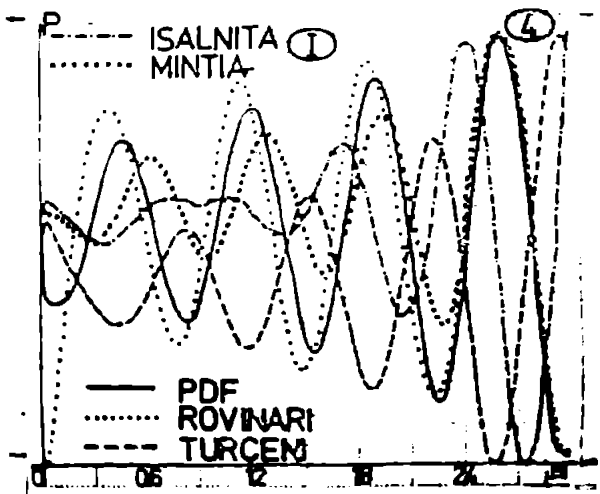


Fig.8.24. Variația puterii active generate.

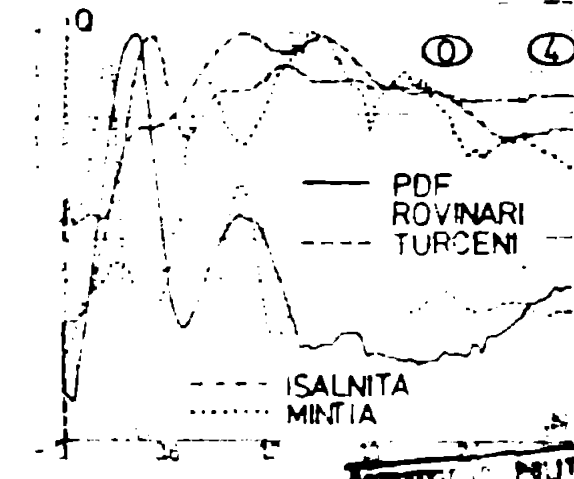
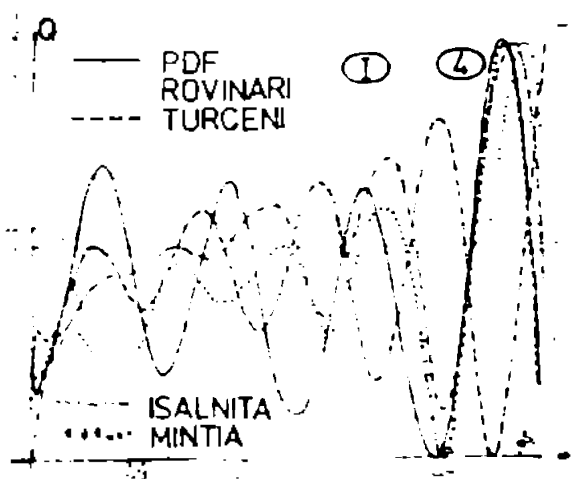
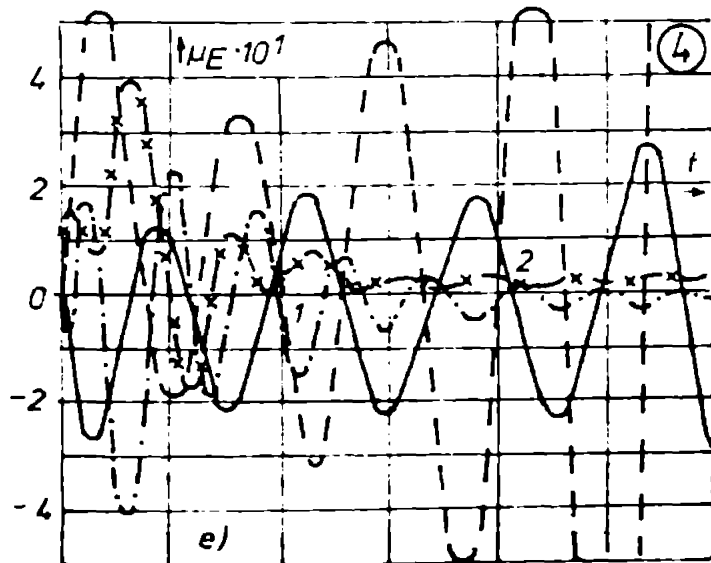
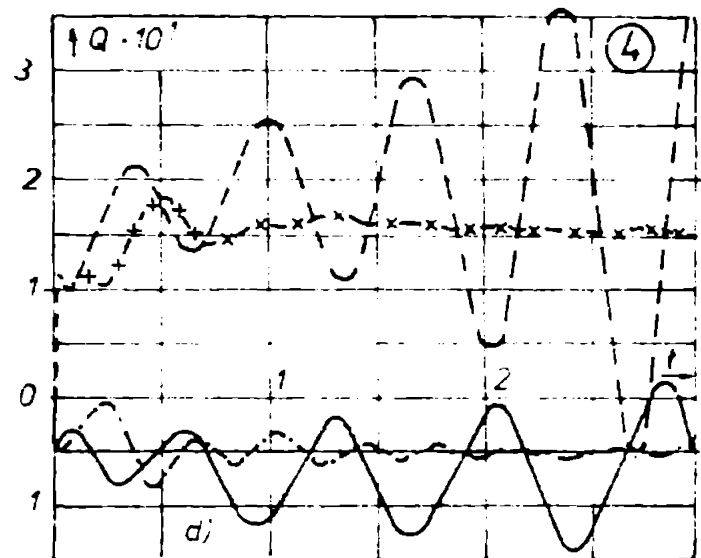
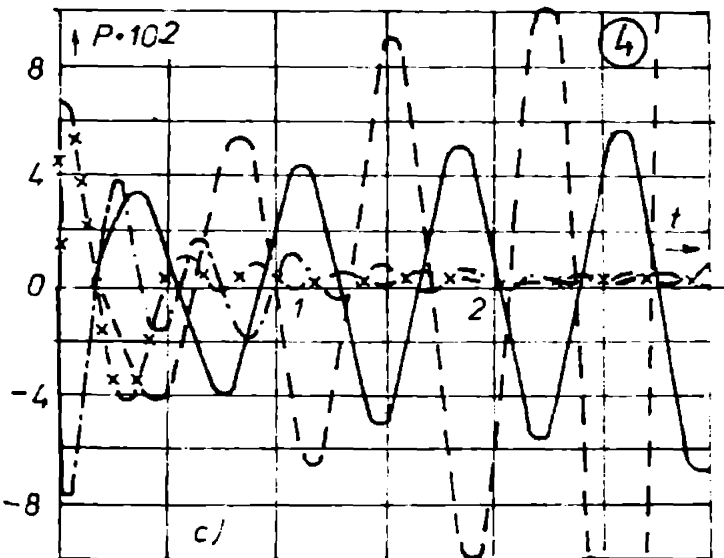
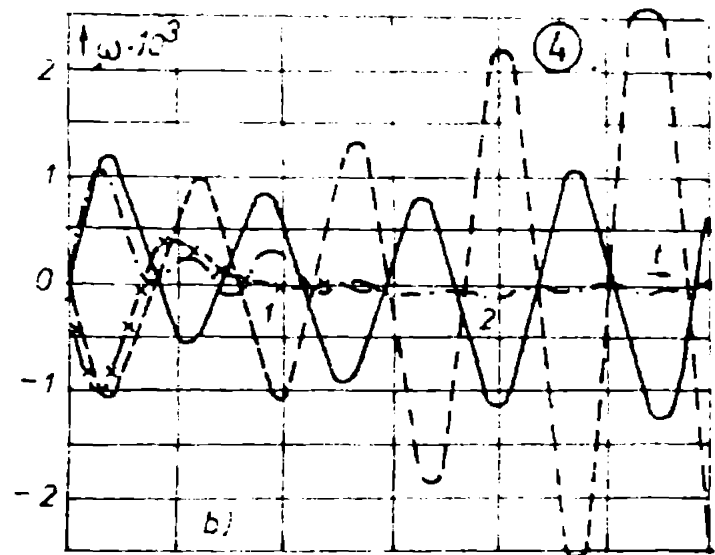
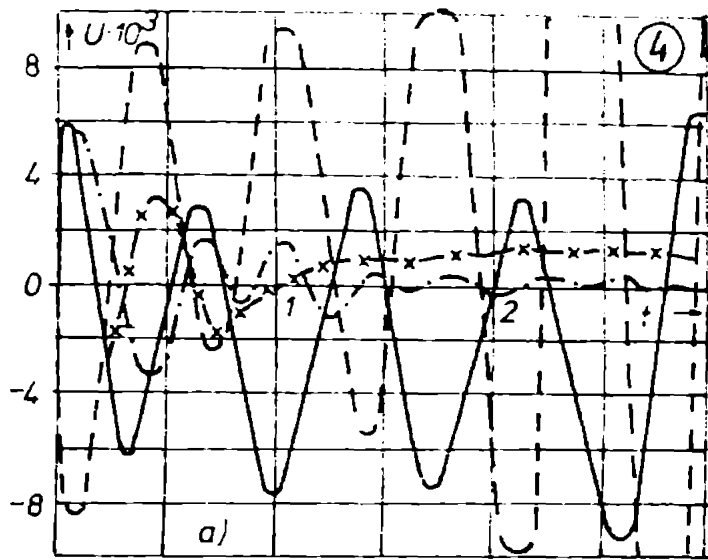


Fig.8.25. Variația puterii reactive generate

INSTITUTUL DE RECHIZITURI
TEHNOLOGICE
PENTRU
INDUSTRIA
ELECTRICALĂ
BUCUREȘTI



- Rovinari, inițial
- - - Rovinari, optim
- · · Turceni, inițial
- x - Turceni, optim

Fig.8.26. Variația mărimilor U, ω, P_g, Q_g și u_g pentru GS de la Rovinari și Turceni.

Tabelul 8.18

Caz \ Indice	$L_g \cdot 10^2$				$L_g \cdot 10^4$			
	Pdf	Rovin	Turc	Sistem	Pdf	Rovin	Turc	Sistem
Inițial	0.218	2.384	14.84	22.16	2.020	4.677	22.18	54.74
Optim	0.110	0.303	0.543	2.543	0.401	0.796	0.761	4.941

În scopul ilustrării efectului utilizării SRAE intensive cu parametrii optimizați, în fig.8.22+8.26 se prezintă comparativ variația mărimilor U, ω, P_g și Q_g pentru situația inițială și cea optimă (GS de la Rovinari, Turceni, Pdf, Ivalnita și Mintia), respectiv a aceluiași mărimi doar pentru grupurile de 330 MW de la Rovinari și Turceni. Curbele din fig.8.22+8.26 sînt fiecare în parte extinse pe toată

lățimea graficului, iar cele din fig.8.26 sînt reprezentate la aceeași scară, gradarea fiind făcută în abatere față de valoarea inițială. Pentru facilitarea unor comparații cantitative, în tabelul 8.19 se dau valorile inițiale, maxime și minime pentru toate mărimile, în decursul celor trei secunde analizate (valorile la momentul 0 sînt identice cu cele din tabelele 8.7, 8.11 și 8.15).

Tabelul 8.19

Mărimă	Grup	Inițial				Mărimă	Grup	Optim			
		Maxim	Minim	Maxim	Minim			Maxim	Minim	Maxim	Minim
U /kV/	Pdf	16.066	15.979	16.069	16.011	$\omega-\omega_c$ /rad/s/	Pdf	0.249	-0.282	0.169	-0.041
	Rovi	25.444	25.017	25.403	25.172		Rovi	0.374	-0.385	0.338	-0.140
	Turc	25.971	24.543	25.321	25.041		Turc	1.221	-1.146	0.137	-0.303
	Isal	24.037	23.724	13.922	23.850		Isal	0.390	-0.255	0.073	-0.036
	Mint	16.006	15.971	16.003	15.971		Mint	0.301	-0.253	0.087	-0.044
P _E /MW/	Pdf	1074.	949.6	1043.	998.3	Q _E /MVAr/	Pdf	323.4	287.0	311.1	292.7
	Rovi	1048.	912.4	1029.	914.2		Rovi	472.3	396.9	465.8	426.6
	Turc	1655.	1067.	1409.	1267.		Turc	400.7	185.3	284.3	209.3
	Isal	655.4	591.6	634.1	625.4		Isal	328.9	312.9	323.7	312.9
	Mint	825.3	732.4	797.1	732.6		Mint	472.0	450.4	464.0	457.7
u _B /V/	Rovi	475.4	270.1	455.8	215.7						
	Turc	833.0	-45.0	440.7	260.7						

Rezultatele referitoare la scenariul de perturbatie considerat evidentiază următoarele concluzii:

a) optimul obținut este foarte pronunțat, reflectînd influența mare a SRAB intensive asupra comportării dinamice a GS individuale, respectiv a sistemului în ansamblu, precum și acordarea necorespunzătoare a reguletoarelor existente la ora actuală la GS de 330 MW de la Rovinari și Turceni;

b) rezultatele sînt foarte bune atît din punctul de vedere al lui I_{ω} , cît și al lui I_{ω^2} , pentru GS individual și ansamblul SBE, amortizarea net superioară a oscilațiilor fiind însoțită și de reducerea sau conservarea valorii amplitudinii primei oscilații;

c) acțiunea SRAB este mai puternică în primele momente, fiind mult mai "dozoasă" în perioada următoare.

În urma analizei unui număr mare de regimuri de deconectare, a rezultat optimul general pentru perturbații de intensitate medie, prezentat în tabelul 8.17.

8.3.3. Stabilirea optimului general pentru SRAB de la Rovinari și Turceni (grupurile de 330 MW).

Efectuînd o optimizare similară cu cea din paragraful anterior, pentru mici perturbații și mari perturbații, și corelînd cele trei optime parțiale, a rezultat optimul general, prezentat în ultima linie a tabelului 8.19. Se remarcă următoarele aspecte suplimentare legate de procesul de optimizare și rezultatele obținute:

a) la toate scenariile analizate îmbunătățirea valorii indicilor de performanță este spectaculoasă, efectul principal fiind legat de reducerea amplificării pe canalul principal (K_{AU}) și dozarea corespunzătoare a semnalului pe canalul abaterii de tensiune și al derivatei abaterii de tensiune (n_{1p} , n_{1U});

b) concluziile cantitative referitoare la valoarea optimă a cheilor de dozaj se asemănă în unele privințe cu cele de la SRAB Pdf (K_{U} , n_{1p} cu n_{1p} , n_{1U} cu n_{1U}) și

sînt ușor diferite în altele (n'_j , K_s), remarcîndu-se tendința de corelare atît între Pdf, Rovinari și Turceni, cît și cu restul sistemului;

c) SRAE intensive de modelul 4, cu parametri optimizați, conduc la o amortizare mult mai bună a oscilațiilor pentru toate mărimile, cu păstrarea sau reducerea amplitudinii primei oscilații.

8.4. Concluzii generale.

Rezultatele teoretice și practice prezentate în lucrare, precum și întregul proces de soluționare a problematicii propuse, evidențiază o serie de concluzii cu caracter mai general și deschid noi posibilități de continuare și aprofundare a cercetărilor în domeniul abordat. Concluziile vizează atît unele aspecte legate de studiile de stabilitate, cît și pe cele referitoare la contribuția SRAE (în special cele intensive) la îmbunătățirea stabilității.

Concluziile generale legate de analiza stabilității GS din cadrul SEE complexe sînt următoarele:

a) din punctul de vedere al modelelor utilizate s-a realizat o abordare unitară a tuturor elementelor de sistem și a SEE în ansamblu, remarcîndu-se atenția sporită care trebuie acordată SRA ale GS, respectiv consumatorilor;

b) s-a asigurat un echilibru corespunzător între complexitatea modelelor și volumul de date inițiale necesare, respectiv datele disponibile și gradul lor de certitudine;

c) s-a creat o bază de date completă pentru toate tipurile de elemente componente ale SRBN, impunîndu-se în continuare preocupări sustinute pentru determinarea experimentală a parametrilor, mai ales pentru GS, SRA și consumatori, unde informațiile sînt incomplete sau datele de catalog prezintă abateri mari față de realitate;

d) modelele utilizate în lucrare și rezultatele obținute demonstrează necesitatea și posibilitatea includerii unui număr mare de fenomene neliniare pentru toate elementele de sistem; referitor la GS, saturația este cea mai importantă din acest punct de vedere (recalcularea valorilor saturate în timpul regimului tranzitoriu fiind necesară numai la studiile mai pretențioase sau în situații apropiate de limita de stabilitate), histeroza și curenții turbionari avînd efecte mult mai reduse;

e) metodele de analiză "pas cu pas" a stabilității, corelate cu eforturi privind reducerea timpului de calcul și a memoriei necesare, constituie calea cea mai bună pentru soluționarea problemelor legate de SEE complexe, oferind rezultatele cele mai consistente;

f) SEE complexe avînd un caracter puternic neliniar, există posibilitatea de a omite în calcule unele aspecte semnificative; rezultă necesitatea de a confrunța periodic calculele cu înregistrări experimentale în sistem, ierarhizat pe componente și porțiuni de sistem, respectiv ansamblul sistemului, lucrarea prezentînd

una dintre primele realizări în acest domeniu, referitoare la SEEM;

g) în lucrare s-au utilizat modele care țin cont de comportarea dinamică a consumatorilor rotativi, efect care nu se poate neglija în studiile de stabilitate.

În legătură cu programele de calcul pentru analiza stabilității SEE complexe cerința esențială este reducerea costului de rulare, realizată în lucrare prin utilizarea intensivă a tuturor surselor de minimizare a timpului de calcul și memoriei necesare, rezultând următoarele concluzii:

a) este avantajoasă folosirea unui număr de 3+5 modele ierarhizate din punctul de vedere al complexității pentru fiecare element de sistem, în maniera precizată în capitolele corespunzătoare ale lucrării;

b) evitarea completă sau reducerea la minim a iterațiilor suplimentare legate de includerea GS și consumatorilor în modelul circulației de puteri în regim tranzitoriu, respectiv de realizare a interfeței la bornele GS (nesimetria supratranzitorie) constituie o sursă importantă în acest sens, lucrarea oferind un exemplu de soluționare;

c) dintre metodele de calcul numeric, cele utilizate pentru integrarea sistemelor de ecuații diferențiale, respectiv soluționarea sistemelor de ecuații algebrice neliniare, au influența cea mai mare, în conjuncție cu utilizarea masivă a tehnicilor speciale pentru matricile lacunare, rezultatele prezentate în acest sens în capitolele 4 și 6 fiind pe deplin edificatoare;

d) o mare atenție trebuie acordată corelării erorilor admise în procesele iterative de calcul cu modelele și baza de date utilizată.

Referitor la posibilitățile oferite de SRAB, în special cele intensive, pentru îmbunătățirea stabilității GS din cadrul SEE complexe, se remarcă următoarele concluzii:

a) analiza influenței și optimizarea parametrilor SRAB trebuie să se efectueze în modul prezentat în lucrare, ținând cont de comportarea ansamblului SEE, rezultatele obținute pentru cazul unui singur generator legat la un sistem de putere infinită fiind mult diferite;

b) utilizarea SRAB intensive conduce la rezultate spectaculoase, dar numai în cazul unei acordări corespunzătoare a canalelor de semnale suplimentare și a celui principal, în caz contrar existând pericolul apariției unor efecte nedorite;

c) optimizarea valorii parametrilor SRAB este un proces complex, care trebuie să țină cont de un număr mare de cerințe contradictorii legate de interesele GS individuale și ale SEE în ansamblu, intensitatea perturbației, regimul de funcționare al GS, respectiv SEE, oscilațiile rotoarelor GS și restabilirea tensiunii la borne, etc., formularea FOB fiind foarte dificilă;

d) algoritmul de optimizare trebuie astfel conceput încât să reducă numărul de cazuri analizate, lucrarea oferind o metodă în acest sens;

e) în scopul reducerii timpului total de calcul, în prima fază de optimizare (căutare grosieră) se poate apela la un SCS de dimensiuni mai reduse, cu modele mai simple pentru elementele componente;

f) amplificarea SRAE pe canalul principal al abaterii de tensiune are o foarte mare influență, fiind necesară realizarea unei corelări pe ansamblul SEEN;

g) dintre canalele de semnale suplimentare testate, cel de putere (accelerație sau derivata abaterii de frecvență), respectiv derivata abaterii de tensiune, au influența cea mai pronunțată, recomandându-se utilizarea lor pentru scopul propus la unele grupuri de mare putere existente în SEEN la ora actuală, respectiv la grupurile care se vor instala în perioada următoare;

h) pentru GS din SEEN care sînt echipate cu SRAE intensive este necesară realizarea periodică a unor studii de optimizare, însoțite de determinări experimentale corespunzătoare pentru validarea rezultatelor;

i) prin cazurile concrete soluționate pentru SEEN, lucrarea scoate în evidență necesitatea și posibilitatea corelării calitative și cantitative a parametrilor SRA ale tuturor GS din cadrul sistemului.

Teza de doctorat deschide o serie de căi pentru continuarea și aprofundarea cercetărilor în domeniul abordat:

a) modelele, programele de calcul și baza de date elaborate în cadrul lucrării oferă posibilitatea realizării unor studii corespunzătoare de stabilitate pentru SEEN;

b) programele de calcul permit analiza unui număr mare de factori, legați de toate elementele de sistem, asupra stabilității, fiind posibilă, acolo unde este cazul, determinarea valorilor optime din acest punct de vedere;

c) se pot analiza în continuare SRAE cu care sînt prevăzute GS existente în sistem, atât pentru acordarea lor optimală, cît și pentru extinderea lor cu canale de semnale suplimentare cu parametri optimizați;

d) pentru GS care se vor instala în SEEN în perioada următoare se pot determina parametrii SRAE, clasice sau intensive, în corelație cu cerințele ansamblului sistemului;

e) programele de calcul elaborate oferă un instrument corespunzător pentru pregătirea unor experimente în SEEN, respectiv pentru analiza comparativă a rezultatelor.

LISTA ANEXELOR DE CALCUL

- A2.1. Eliminarea curenților și înălțărilor rotorice din ecuațiile GS.
- A2.2. Ecuațiile diferențiale în domeniul timp pentru modelul de ordinul 5.
- A2.3. Determinarea tensiunilor supratransitorii și tranzitorii de calcul pentru modelul de ordinul 5 și 3.
- A2.4. Prognostarea tensiunii la bornele generatoarelor.
- A2.5. Reprezentarea numerică a curbelor de magnetizare.
- A3.1. Modelele matematice ale blocurilor elementare din cadrul sistemelor de reglare aferente GS (SRAE, SRAV).
- A3.2. Relațiile de calcul și parametrii pentru modelul simplu al SE și SRAE.
- A3.3. Relațiile de calcul și parametrii pentru modelul intermediar al SE și SRAE.
- A3.4. Calculul curentului de excitație pentru modelul nr.3 al SE și SRAE.
- A3.5. Relațiile de calcul, parametrii și logica de acțiune a blocurilor neliniare pentru modelul nr.3 al SE și SRAE.
- A3.6. Relațiile de calcul, parametrii și logica de acțiune a blocurilor neliniare pentru modelul nr.4 al SE și SRAE.
- A3.7. Relațiile de calcul și parametrii pentru modelul nr.1 și 2 al SRAV și MP.
- A3.8. Relațiile de calcul, parametrii și logica de acțiune a blocurilor neliniare pentru modelul nr.3 al SRAV și MP.
- A4.1. Caracteristicile statice ale componentelor de consum.
- A4.2. Tehnici de memorare și prelucrare a matricelor lacunare.
- A5.1. Determinarea coeficienților funcțiilor de penalizare.
- A5.2. Determinarea vitezei unghiulare a centrului de inerție.
- A5.3. Calculul indicilor de performanță utilizând metode de integrare numerică.
- A6.1. Modele matematice ale metodelor numerice utilizate pentru integrarea sistemelor de ecuații diferențiale.
- A7.1. Criterii de comparare a rezultatelor experimentale cu cele calculate.

ANEXE DE CALCUL

Anexa A2.1

ELIMINAREA CURENTILOR SI INFLANTUIRILOR ROTORICE DIN ECUATIILE GENERATORULUI SINCRON

Fără a afecta gradul de generalitate al modelului, se consideră pentru simplificarea scrierii relațiilor:

$$(A2.1.1) \quad L_{dE} = L_{Ed} = L_{dD} = L_{Dd} = L_{ED} = L_{DE} = L_{dh} \quad ; \quad (A2.1.2) \quad L_{qQ} = L_{Qq} = L_{qh}$$

Din ecuațiile (2.1.a), (2.1.b) și (2.1.c) rezultă:

$$(A2.1.3) \quad p\psi_E = u_S - R_E i_E \quad ; \quad (A2.1.4) \quad p\psi_D = -R_D i_D$$

$$(A2.1.5) \quad p\psi_Q = -R_Q i_Q$$

Inlocuind relațiile (A2.1.3) și (A2.1.4) în ecuațiile (2.1.h) și (2.1.i), rezultă un sistem de ecuații în i_E și i_D :

$$(A2.1.6.a) \quad u_S - pL_{dh} i_d = i_E (pL_{EE} + R_E) + pL_{dh} i_D$$

$$(A2.1.6.b) \quad -pL_{dh} i_d = i_E pL_{dh} + i_D (pL_{DD} + R_D)$$

Rezolvind sistemul (A2.1.6) rezultă expresiile lui i_D și i_E :

$$(A2.1.7) \quad i_E = \frac{-p^2 i_d L_{dh} (L_{DD} - L_{dh}) - p(L_{dh} R_D i_d - L_{DD} u_E) + R_D u_E}{p^2 (L_{DD} L_{EE} - L_{dh}^2) + p(L_{DD} R_E + L_{EE} R_D) + R_D R_E}$$

$$(A2.1.8) \quad i_D = \frac{-p^2 i_d L_{dh} (L_{EE} - L_{dh}) - p(i_d L_{dh} R_E + L_{dh} u_E)}{p^2 (L_{DD} L_{EE} - L_{dh}^2) + p(L_{DD} R_E + L_{EE} R_D) + R_D R_E}$$

Se adoptă următoarele notații suplimentare:

$$(A2.1.9) \quad \sigma_{ij} = 1 - \frac{L_{ij} L_{ji}}{L_{ii} L_{jj}} \quad \text{pentru} \quad \begin{cases} i=d \text{ și } j=D ; i=d \text{ și } j=E \\ i=E \text{ și } j=D ; i=q \text{ și } j=Q \end{cases}$$

$$(A2.1.10) \quad \mu_1 = 1 - \frac{L_{id} L_{di}}{L_{ii} L_{jd}} \quad \text{pentru} \quad \begin{cases} i=E \text{ și } j=D \\ i=D \text{ și } j=E \end{cases}$$

$$(A2.1.11) \quad T_1 = L_{ii} / R_i \quad \text{pentru} \quad i=E ; i=D ; i=Q$$

Inlocuind relațiile (A2.1.7) și (A2.1.8) în ecuația (2.1.g), prin gruparea corespunzătoare termenilor și utilizarea mărialilor definite prin relațiile (A2.1.9), (A2.1.10) și (A2.1.11) rezultă:

$$(A2.1.12) \quad \psi_d = L_d(p) i_d + G(p) u_E$$

unde inductivitatea operațională $L_d(p)$ și conductanța operațională $G(p)$ au expresiile:

$$(A2.1.13) \quad L_d(p) = \frac{1 + p(T_E \sigma_{dE} + T_D \sigma_{dD}) + p^2 \sigma_{ED} T_E T_D L_{dh} / L_{dd}}{1 + p(T_E + T_D) + p^2 \sigma_{ED} T_E T_D} L_{dd}$$

$$(A2.1.14) \quad G(p) = \frac{1 + p\mu_1 T_D}{1 + p(T_E + T_D) + p^2 \sigma_{ED} T_E T_D} \frac{L_{dh}}{R_E}$$

$$(A2.1.15) \quad L_d'' = L_{dd} (\sigma_{dE}^{-2} \frac{1-\sigma_{dD}}{\sigma_{dD}})$$

Inlocuind relația (A2.1.5) în ecuația (2.1.j), prin gruparea corespunzătoare a termenilor și utilizarea notațiilor suplimentare rezultă:

$$(A2.1.16) \quad L_{q(p)} = \frac{1+p\sigma_{qQ} T_Q}{1+pT_Q} L_{qq}$$

Expresia de la numitorul relației (A2.1.13) care definește pe $L_{d(p)}$ este un polinom de gradul 2 în p, care pe baza relației (2.8) se poate pune sub forma:

$$(A2.1.17) \quad F_{1(p)} = (1+p\alpha_{d1})(1+p\alpha_{d2})$$

$$(A2.1.18) \quad \alpha_{d1,2} = \frac{T_E + T_D \pm \sqrt{(T_E + T_D)^2 - 4T_E T_D \sigma_{dD}}}{2}$$

Expresia de la numărătorul relației (A2.1.14) este tot un polinom de gradul 2 în p, care, pe baza relației (2.9), se poate pune sub forma:

$$(A2.1.19) \quad F_{2(p)} = (1+p\beta_{d1})(1+p\beta_{d2})$$

$$(A2.1.20) \quad \beta_{d1,2} = \frac{(T_E \sigma_{dE} + T_D \sigma_{dD}) \pm \sqrt{(T_E \sigma_{dE} + T_D \sigma_{dD})^2 - 4T_E T_D \sigma_{dE} \sigma_{dD} (\frac{\sigma_{dE}}{\sigma_{dD}} - \frac{1-\sigma_{dD}}{\sigma_{dD}})}}{2}$$

Pentru $L_{q(p)}$, pe baza relațiilor (2.6) și (2.8) rezultă:

$$(A2.1.21) \quad \beta_Q = \sigma_{qQ} T_Q = T_q'' \quad ; \quad (A2.1.22) \quad \alpha_Q = T_Q = T_{q0}'$$

Anexa A2.2

ECUAȚIILE DIFERENȚIALE ÎN DOMENIUL TIMP PENTRU MODELUL L. ORDINUL 5

Inlocuind expresia lui $L_{q(p)}$ dată de relația (2.12) în relația (2.39.a) rezultă:

$$(A2.2.1) \quad (1+pT_q'') E_d'' = \frac{L_{qq} - L_q''}{L_{qq}} u_{d1}$$

Țrecînd în domeniul timp și separînd derivata se obține ecuația diferențială (A2.2.2), cu valoarea de regim staționar anteperturbatie a variabilei dată de relația (A2.2.3):

$$(A2.2.2) \quad \dot{E}_d'' = \frac{1}{T_q} \left(\frac{L_{qq} - L_q''}{L_{qq}} u_{d1} - E_d'' \right) \quad ; \quad (A2.2.3) \quad E_{d0}'' = \frac{L_{qq} - L_q''}{L_{qq}} u_{d10}$$

Inlocuind expresia lui $L_{d(p)}$ și $G(p)$ dată de (2.11), respectiv (2.13), în relația (2.39.b) rezultă:

$$(A2.2.4) \quad (1+pT_d') (1+pT_d'') E_q'' = \frac{(L_{dd} - L_d'') + p \left[L_{dd} (T_d' + T_d'') - L_d'' (T_{d0}' + T_{d0}'') \right]}{L_{dd}} u_{q1} - \frac{\omega L_{dh}}{R_B} \frac{L_d''}{L_{dd}} u_y - \frac{\omega L_{dh}}{R_B} \frac{L_d''}{L_{dd}} p T_D' u_E$$

Rearanjînd termenii și introducînd notația (A2.2.5), rezultă relația (A2.2.6):

$$(A2.2.5) \quad \frac{L_d''}{L_d'} E_q' = (1+pT_d'') E_q'' + \frac{\omega L_{dh}}{R_E} \frac{L_d'' T_D'}{L_{dd} T_d'} u_E - \frac{L_{dd}(T_d' + T_d'') - L_d''(T_{do}' + T_{do}'')}{L_{dd} T_d'} u_{q1}$$

$$(A2.2.6) \quad (1+pT_d'') E_q'' = \frac{L_{dd} - L_d''}{L_{dd}} u_{q1} - \frac{\omega L_{dh}}{R_E} \frac{L_d''}{L_{dd}} u_E - \frac{L_d''}{L_d'} T_d' p E_q'$$

Trecînd relația (A2.2.5) în domeniul timp și separînd derivate rezultă ecuația lui E_q'' :

$$(A2.2.7) \quad \dot{E}_q'' = \frac{1}{T_d''} \left[\frac{L_d''}{L_d'} E_q' - E_q'' - \frac{\omega L_{dh}}{R_E} \frac{L_d'' T_D'}{L_{dd} T_d'} u_E + \frac{L_{dd}(T_d' + T_d'') - L_d''(T_{do}' + T_{do}'')}{L_{dd} T_d'} u_{q1} \right]$$

Prin înlocuirea relației (A2.2.6) în (A2.2.5) rezultă relația (A2.2.8), care, prin trecerea în domeniul timp și rearanjarea termenilor, conduce la ecuația diferențială a lui E_q' , prezentată în (A2.2.9):

$$(A2.2.8) \quad (1+pT_d') E_q' = \frac{L_d'}{L_d''} \left[\frac{L_{dd} - L_d''}{L_{dd}} - \frac{L_{dd}(T_d' + T_d'') - L_d''(T_{do}' + T_{do}'')}{L_{dd} T_d'} \right] u_{q1} - \frac{\omega L_{dh} L_d'}{R_E L_{dd}} \left(1 - \frac{T_D'}{T_d'} \right) u_E$$

$$(A2.2.9) \quad \dot{E}_q' = \frac{1}{T_d'} \left[\frac{L_d'}{L_d''} \left[\frac{L_{dd} - L_d''}{L_{dd}} - \frac{L_{dd}(T_d' + T_d'') - L_d''(T_{do}' + T_{do}'')}{L_{dd} T_d'} \right] u_{q1} - \frac{\omega L_{dh} L_d'}{R_E L_{dd}} \left(1 - \frac{T_D'}{T_d'} \right) u_E - E_q' \right]$$

Valorile variabilelor E_q' și E_q'' corespunzătoare regimului staționar anteper-turbație sînt date de relațiile:

$$(A2.2.10) \quad E_{q0}' = \frac{L_d'}{L_d''} \left[\frac{L_{dd} - L_d''}{L_{dd}} - \frac{L_{dd}(T_d' + T_d'') - L_d''(T_{do}' + T_{do}'')}{L_{dd} T_d'} \right] u_{q10} - \frac{\omega L_{dh} L_d'}{R_E L_{dd}} \left(1 - \frac{T_D'}{T_d'} \right) u_{E0}$$

$$(A2.2.11) \quad E_{q0}'' = \frac{L_{dd} - L_d''}{L_{dd}} u_{q10} - \frac{\omega L_{dh} L_d''}{R_E L_{dd}} u_{E0}$$

Anexa A2.3

DETERMINAREA TENSIUNILOR SUPRATRANZITORII ȘI TRANZITORII DE CALCUL PENTRU MODELUL DE ORDINUL 5 ȘI 3

Pentru modelul de ordinul 5 se explicitiază curenții i_d și i_q din relațiile (2.36):

$$(A2.3.1) \quad i_d = \frac{\omega L_q'' (E_q'' - u_q) + R(E_d'' - u_d)}{R^2 + \omega^2 L_d'' L_q''} ; \quad (A2.3.2) \quad i_q = \frac{\omega L_d'' (u_d - E_d'') + R(E_q'' - u_q)}{R^2 + \omega^2 L_d'' L_q''}$$

Pe baza schemei echivalente din fig.2.1 rezultă pentru D'' :

$$(A2.3.3) \quad D'' = u_d + j u_q + (R + j \omega L_q'') (i_d + j i_q)$$

Separînd partea reală și imaginară:

$$(A2.3.4) \quad D_d'' = E_d'' ; \quad (A2.3.5) \quad D_q'' = E_q'' + \omega (L_q'' - L_d'') i_d$$

Înlocuind pe i_d în conformitate cu relația (A2.3.1) și grupînd corespunzător termenii, relația (A2.3.5) devine:

$$(A2.3.6) \quad D_q'' = \frac{(R^2 + \omega^2 L_q''^2) E_q'' - \omega (L_d'' - L_q'') (E_d'' - u_d) R + \omega L_q'' (L_d'' - L_q'') u_q}{R^2 + \omega^2 L_d'' L_q''}$$

Corectitudinea expresiilor deduse se verifică prin calculul puterii active și reactive debitate de generator.

Pentru modelul de ordinul 3 curenții i_d și i_q se calculează din relațiile (2.44.a) și (2.46):

$$(A2.3.7) \quad i_d = \frac{u - E'}{\omega L'_d} \quad ; \quad (A2.3.8) \quad i_q = \frac{u_d}{\omega L'_{qq}}$$

Pe baza schemei echivalente din fig.2.2 rezultă pentru \underline{D} :

$$(A2.3.9) \quad \underline{D}' = u_d + j u_q + j \omega L'_d (i_d + j i_q)$$

Separînd partea reală și imaginară rezultă componentele după axele d și q:

$$(A2.3.10) \quad D'_d = u_d - \omega L'_d i_q \quad ; \quad (A2.3.11) \quad D'_q = u_q + \omega L'_d i_d$$

Inlocuind curenții cu expresiile din relațiile (A3.3.7) și (A3.3.8) rezultă:

$$(A2.3.12) \quad D'_d = \frac{L_{qq} - L'_d}{L_{qq}} u_d \quad ; \quad (A2.3.13) \quad D'_q = E'_q$$

Anexa A2.4

PROGNOZAREA TENSIUNII LA BORNELE GENERATOARELOR

Atît pentru inițializarea valorii lui D'' (relația 2.42.b) sau D'_d (relația 2.51.a) în calculul iterativ de realizare a^qinterfetei la bornele generatoarelor, cît și pentru inițializarea tensiunii la calculul circulației de puteri în regim transitoriu (paragraful 4.3.1), este deosebit de utilă prognozarea valorii și fazei tensiunii la bornele GS (sau a componentelor sale după axele d și q). Fiind vorba în fond de un proces de aproximații succesive, respectiv de o metodă iterativă de tip Newton de soluționare a unui sistem de ecuații neliniare, timpul total de calcul (numărul de iterații) depinde în mare măsură de valorile inițiale adoptate.

Considerînd mărimea y care trebuie prognozată cunoscută în trei puncte anterioare (care trebuie extrase de pe un suport extern de informație), y_{1-3} , y_{1-2} , y_{1-1} , corespunzătoare momentelor t_{1-3} , t_{1-2} , t_{1-1} , se poate presupune:

$$(A2.4.1) \quad \begin{array}{l} t_{1-3} = -h \quad ; \quad t_{1-1} = h \\ t_{1-2} = 0 \quad ; \quad t_1 = 2h \end{array} \quad \text{unde} \quad h = t_{1-1} - t_{1-2}$$

Se admite un polinom de extrapolare de gradul 2 :

$$(A2.4.2) \quad P_2(t) = a_2 t^2 + a_1 t + a_0$$

Coeficientii polinomului de interpolare se determină prin metoda celor mai mici patrate /64/, /80/, /83/, valoarea lor rezultînd din soluționarea sistemului de ecuații:

$$(A2.4.3) \quad \partial R / \partial a_i = 0 \quad ; \quad i=0;1;2$$

unde

$$(A2.4.4) \quad R = \sum_{k=1-3} (a_2 t_k^2 + a_1 t_k + a_0 - y_k)^2$$

Cu ipotezele din relația (A2.4.1) sistemul (A2.4.3) primește forma:

$$(A2.4.5.a) \quad 2h^2 a_2 + 3a_0 = y_{1-3} + y_{1-2} + y_{1-1}$$

$$(A2.4.5.b) \quad 2a_1 = -y_{1-3} + y_{1-1}$$

$$(A2.4.5.c) \quad 2h^2 a_2 + 2a_0 = y_{1-3} + y_{1-1}$$

Soluționând sistemul (A2.4.5) rezultă:

$$(A2.4.6.a) \quad a_2 = \frac{y_{i-1} + y_{i-3} - 2y_{i-2}}{2h^2} ; \quad (A2.4.6.b) \quad a_1 = \frac{y_{i-1} - y_{i-3}}{2h}$$

$$(A2.4.6.c) \quad a_0 = y_{i-2}$$

Calculând valoarea căutată a lui y_i , corespunzătoare punctului t_i , rezultă:

$$(A2.4.7) \quad y_i = 3y_{i-1} + y_{i-3} - 3y_{i-2}$$

Relația (A2.4.7) se aplică pentru calculul valorii inițiale a modulului și fazei tensiunii la bornele GS, respectiv a valorii componentelor u_d și u_q .

Anexa A2.5
REPREZENTAREA NUMERICA A CURBELOR DE MAGNETIZARE

Pentru toate GS curbele de magnetizare (după axa d sau q) se dau prin opt puncte (fig. A2.5.1), dispuse în modul următor:

- a) punctul nr.1 reprezintă sfîrșitul porțiunii liniare a caracteristicii;
- b) punctele nr.7 și 8 reprezintă începutul, respectiv un punct oarecare, al porțiunii finale liniare a caracteristicii (zona saturată);
- c) punctele nr.2-6 reprezintă puncte alese corespunzător pe porțiunea neliniară.

Pentru generatoarele din zona de interes porțiunile 0-1 și 7-8 se reprezintă prin polinoame de gradul 1, iar porțiunea 1-7 prin trei segmente de polinom de gradul 2, de forma:

$$(A2.5.1) \quad y = P_{2i}(x) = \sum_{j=1}^3 c_{ij} x^{j-1}$$

unde $x \in [x_{2i-1}; x_{2i+1}]$; $i = 1; 2; 3$

Matricea coeficienților polinoamelor de aproximare se definește sub forma dată în relația (A2.5.2):

Primele trei linii ale matricii [C] cuprind coeficienții polinoamelor definite de relația (A2.5.1), care rezultă din soluționarea a trei sisteme de ecuații ($i=1;2;3$) de forma:

$$(A2.5.3) \quad \sum_{j=1}^3 c_{ij} x_k^{j-1} = y_k \quad ; \quad k = (2i-1); (2i); (2i+1)$$

Primele două elemente ale ultimei linii reprezintă coeficienții polinomului de gradul 1 care modelează porțiunea saturată:

$$(A2.5.4) \quad P_1(x) = c_{42}x + c_{41}$$

avînd expresiile date de relațiile:

$$(A2.5.5) \quad c_{42} = \frac{y_8 - y_7}{x_8 - x_7} \quad ; \quad (A2.5.6) \quad c_{41} = \frac{y_8 x_7 - x_8 y_7}{x_8 - x_7}$$

Elementul c_{43} se referă la porțiunea nesaturată, avînd valoarea:

$$(A2.5.7) \quad c_{43} = y_1/x_1$$

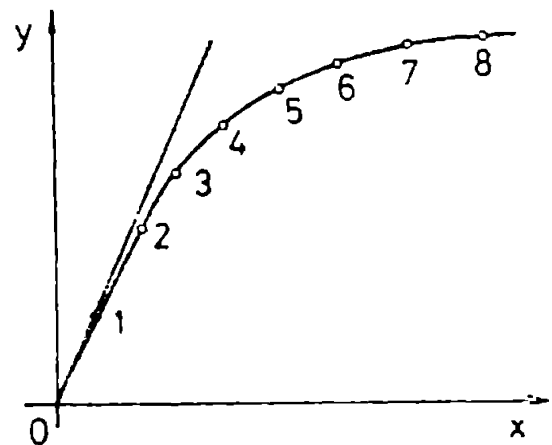


Fig. A2.5.1. Punctele caracteristice ale curbei de magnetizare

$$(A2.5.2) \quad [C] = \begin{bmatrix} c_{11} & c_{12} & c_{13} \\ c_{21} & c_{22} & c_{23} \\ c_{31} & c_{32} & c_{33} \\ c_{41} & c_{42} & c_{43} \end{bmatrix}$$

In consecință, pentru fiecare curbă de magnetizare se memorează 16 mărimi reale: elementele matricii [C] și abscisele x_1, x_3, x_5, x_7 .

Pentru GS mai îndepărtate de zona de interes porțiunile 0-1 și 7-8 se reprezintă prin drepte, iar porțiunea 1-7 printr-un polinom de gradul 3 de forma:

$$(A2.5.8) \quad x = a+by+dy^3 \quad \text{pentru } x \in [x_1; x_7]$$

Coefficienții a, b, c se determină prin soluționarea sistemului de ecuații:

$$(A2.5.9) \quad a+by_1+dy_1^3 = x_1 \quad ; \quad i = 1; 4; 7$$

Modelarea porțiunilor liniare se face în mod similar cu maniera prezentată anterior. In consecință, pentru fiecare curbă de magnetizare trebuie memorate un număr de 9 mărimi: a, b, d, $c_{41}, c_{42}, c_{43}, x_1, x_4, x_7$.

Se menționează că memorarea celor 16 puncte inițiale și efectuarea repetată a unei interpolări polinomiale (chiar și liniare) ar conduce la mărirea sensibilă a timpului de calcul, fără nici un câștig de memorie. Variantele prezentate oferă avantaje nete din punctul de vedere al memoriei utilizate, dar mai ales al timpului de calcul.

Anexa A3.1

MODELELE MATEMATICE ALE BLOCURILOR ELEMENTARE DIN CABRUL SISTEMELOR DE REGlare AFERENTE GENERATOARELOR SINCRONE (SRAS, ORAV)

Funcția de transfer proporțională cu temporizare de ordinul 1 are expresia:

$$(A3.1.1) \quad y = \frac{K}{1+pT} x$$

Eliminând numitorul și separînd derivata de ordinul cel mai mare a lui y rezultă relația (A3.1.2), care, trecută în domeniul timp, conduce la relația (A3.1.3):

$$(A3.1.2) \quad py = -\frac{1}{T}y + \frac{K}{T}x \quad ; \quad (A3.1.3) \quad \dot{y} = -\frac{1}{T}y + \frac{K}{T}x$$

Valoarea inițială a variabilei y are expresia:

$$(A3.1.4) \quad y_0 = K x_0$$

Funcția de transfer derivativă cu temporizare de ordinul 1 are expresia:

$$(A3.1.5) \quad y = \frac{pK}{1+pT} x$$

Eliminând numitorul și separînd derivata de ordinul cel mai mare a lui y rezultă relația (A3.1.6), care, trecută în domeniul timp, conduce la (A3.1.7):

$$(A3.1.6) \quad py = -\frac{1}{T}y + \frac{K}{T}px \quad ; \quad (A3.1.7) \quad \dot{y} = -\frac{1}{T}y + \frac{K}{T}\dot{x}$$

In cazul în care în modelul matematic nu se cunoaște \dot{x} , ci variabila x, relația (A3.1.7) este practic inaplicabilă, deoarece nu se poate efectua derivarea numerică (erori foarte mari). In asemenea situații se introduce variabila auxiliară z, definită în operational prin relația:

$$(A3.1.8) \quad z = \frac{1}{1+pT} x$$

Utilizînd pentru z relația (A3.1.3) rezultă relația (A3.1.9), iar din relațiile (A3.1.5) și (A3.1.8) se poate exprima legătura dintre y și z:

$$(A3.1.9) \quad \dot{z} = -\frac{1}{T}z + \frac{1}{T}x \quad ; \quad (A3.1.10) \quad y = Kz$$

Utilizînd relația (A3.1.9) rezultă:

$$(A3.1.11) \quad y = -\frac{K}{T} z + \frac{K}{T} x$$

Relațiile (A3.1.9) și (A3.1.11) sînt echivalente cu relația (A3.1.7), utilizarea lor fiind dictată de modul de cunoaștere al variabilei x . Valoarea inițială a variabilei y , respectiv z , are expresia:

$$(A3.1.12) \quad y_0 = 0 \quad ; \quad (A3.1.13) \quad z_0 = x_0$$

Funcția de transfer proporțional derivativă cu întârziere de ordinul I are expresia:

$$(A3.1.14) \quad y = K \frac{1+pT_d}{1+pT} x$$

Procedînd în mod analog cu cazul precedent, în situația în care se cunoaște din modelul matematic \dot{x} , rezultă pentru \dot{y} expresia:

$$(A3.1.15) \quad \dot{y} = -\frac{1}{T} y + \frac{K}{T} x + K \frac{T_d}{T} \dot{x}$$

Dacă nu se cunoaște \dot{x} , ci numai x , se definește variabila auxiliară z ca și în cazul precedent:

$$(A3.1.16) \quad z = \frac{1}{1+pT} x \quad ; \quad (A3.1.17) \quad \dot{z} = -\frac{1}{T} z + \frac{1}{T} x$$

Din relațiile (A3.1.14) și (A3.1.16) rezultă legătura dintre y și z :

$$(A3.1.18) \quad y = K(1+pT_d) z$$

Trecînd în domeniul timp și utilizînd relația (A3.1.17) rezultă relația (A3.1.19) care se poate pune sub forma (A3.1.20):

$$(A3.1.19) \quad y = K(1 - \frac{T_d}{T}) z + K \frac{T_d}{T} \dot{z} \quad ; \quad (A3.1.20) \quad y = Kz + KT_d \dot{z}$$

Relațiile (A3.1.17) și (A3.1.19) sînt echivalente cu relația (A3.1.15), utilizarea lor fiind dictată de modul de cunoaștere a variabilei x . Valorile inițiale ale variabilelor au expresiile:

$$(A3.1.21) \quad y_0 = Kx_0 \quad ; \quad (A3.1.22) \quad z_0 = x_0$$

Funcția de transfer proporțional derivativă cu întârziere de ordinul II are expresia:

$$(A3.1.23) \quad y = K \frac{1+pT_d}{(1+pT_1)(1+pT_2)} x$$

Introducînd variabila auxiliară z definită printr-o relație de tipul (A3.1.14), cu $T=T_1$, legătura dintre y și z este dată de o relație de tipul (A3.1.1), cu $K=1$ și $T=T_2$. Dacă se cunoaște \dot{z} , utilizînd relațiile (A3.1.3) și (A3.1.15) rezultă:

$$(A3.1.24) \quad \dot{z} = -\frac{1}{T_1} z + \frac{1}{T_1} x + \frac{T_d}{T_1} \dot{x} \quad ; \quad (A3.1.25) \quad \dot{y} = -\frac{1}{T_2} y + \frac{K}{T_2} z$$

Dacă nu se cunoaște \dot{z} , ci numai x , pe baza relațiilor (A3.1.3) și (A3.1.19) rezultă:

$$(A3.1.26) \quad \dot{z} = -\frac{1}{T_1} z + \frac{1}{T_1} x \quad ; \quad (A3.1.27) \quad \dot{y} = -\frac{1}{T_2} y + \frac{K}{T_2} (1 - \frac{T_d}{T_1}) z + \frac{KT_d}{T_1 T_2} \dot{x}$$

Relația (A3.1.27) se poate pune sub forma:

$$(A3.1.28) \quad \dot{y} = -\frac{1}{T_2} y + \frac{K}{T_2} z + \frac{KT_d}{T_2} \dot{z}$$

Valorile inițiale ale variabilelor sînt date de relațiile (A3.1.20) și (A3.1.22).

Aneza A3.2

RELATIILE DE CALCUL SI PARAMETRII PENTRU MODELUL SIMPLU AL SE SI SRAB

In relatiile (3.4+3.6), care descriu comportarea SE si SRAB prezentat in fig. 8, toate marimile sunt exprimate in urs. In mod uzual marimile legate de reguator (coeficientii de amplificarea, constantele de timp, limitările, etc.) se dau in urn sau ua, fiind necesară transformarea lor in urs. Considerind S_b , U_b și ω_b marimile de bază pentru urs, rezultă relatiile de transformare din urn in urs.

Pentru coeficientul de statism K_s rezultă din relatiile de definitie:

$$(A3.2.1) \quad K_s^{urn} = \frac{\delta U^{urn}}{\Delta Q^{urn}} \quad ; \quad (A3.2.2) \quad K_s = \frac{\delta U}{\Delta Q} = \frac{\delta U^{urn}}{\Delta Q^{urn}} \frac{U_n^V S_b^{VA}}{U_b^V S_n^{VA}} = K_s^{urn} \frac{U_n}{S_n}$$

Se definește drept tensiune nominală de excitație (u_{En}), respectiv valoare nominală a semnalului de ieșire din SRAB (e_n), acea valoare pentru care la încărcarea nominală a GS ($S_n \cos \varphi_n$) se obține la borne tensiunea nominală U_n . Rezultă pentru coeficientii de amplificarea relatiile:

$$(A3.2.3) \quad K_u^{urn} = \frac{\Delta e^{urn}}{\delta U^{urn}} \quad ; \quad (A3.2.5) \quad K_E^{urn} = \frac{\Delta u_E^{urn}}{\Delta e^{urn}}$$

$$(A3.2.4) \quad K_u = \frac{\Delta e}{\delta U} = \frac{\Delta e^{urn}}{\delta U^{urn}} \frac{U_b^V e_n^V}{U_n^V U_b^V} = K_u^{urn} \frac{e_n^V}{U_n^V} = K_u^{urn} \frac{e_n}{U_n}$$

$$(A3.2.6) \quad K_E = \frac{\Delta u_E}{\Delta e} = \frac{\Delta u_E^{urn}}{\Delta e^{urn}} \frac{U_b^V u_{En}^V}{U_b^V e_n^V} = K_E^{urn} \frac{u_{En}^V}{e_n^V} = K_E^{urn} \frac{u_{En}}{e_n}$$

$$(A3.2.7) \quad K_E K_u = K_E^{urn} K_u^{urn} \frac{u_{En}^V}{U_n^V} = K_E^{urn} K_u^{urn} \frac{u_{En}}{U_n}$$

Valoarea lui u_{En} se determină prin aplicarea relației (2.74) în condiții de încărcare nominală, E_n cu corecția iterativă corespunzătoare saturatiei (relatiile 2.57+2.72), iar cea a lui e_n se consideră egală cu u_{En} , ceea ce conduce la egalitatea valorilor lui K_E în urn și urs (fără a altera gradul de generalitate al modelului).

Constantele de timp în urs se determină cu relatiile:

$$(A3.2.8) \quad T_u = T_u^S \omega_b \quad ; \quad (A3.2.9) \quad T_E = T_E^S \omega_b$$

Limitele se determină cu relatiile:

$$(A3.2.10) \quad u_{E_{max}} = u_{E_{max}}^{urn} u_{En} \quad ; \quad (A3.2.11) \quad u_{E_{min}} = u_{E_{min}}^{urn} u_{En}$$

Se definește coeficientul de amplificarea rezultat al SE și SRAB pe canalul principal al abaterii de tensiune:

$$(A3.2.12) \quad K_{SRAB}^{urn} = \frac{\Delta u_E^{urn}}{\Delta U^{urn}} = \frac{\Delta u_E^V}{u_{En}^V} \frac{U_n^{kV}}{\Delta U^{kV}}$$

Legătura dintre K_{SRAB} exprimat în urn, urs și ua (V excitație/kV tensiune la borne) este dată de relația:

$$(A3.2.13) \quad K_{SRAB}^{urn} = K_{SRAB}^{urs} \frac{U_n^{kV} / U_b^{kV} / u_{En}^V}{U_n^{kV} / u_{En}^V} = K_{SRAB}^{ua} \frac{U_n^{kV} / u_{En}^V}{U_n^{kV} / u_{En}^V}$$

Valorile caracteristice ale parametrilor modelului din fig.3.8 sînt prezentate în tabelul A3.2.1.

Tabel A.3.2.1

Mărime Valoare	K_u [urn]	K_E [urn]	T_u [s]	T_E [s]	K_s [urn]	u_{Emin} [urn]	u_{Emax} [urn]	K_{SRAB} [urn]
Minimă	5.0	1.0	0.04	0.04	0.0	-2.0	1.6	5.0
Maximă	70.0	1.0	1.2	1.0	0.1	0.0	4.0	50.0
Tipică	15.0	1.0	0.2	0.3	0.05	0.0	2.0	15.0

Aneza A3.3

RELATIILE DE CALCUL SI PARAMETRII PENTRU MODELUL INTERMEDIAR AL SE SI SRAB

În relațiile (3.7+3.9) care descriu comportarea SE și SRAB prezentat în fig. 3.9 toate mărimile sînt exprimate în urs. În mod uzual, fiind vorba de reglatoarele identificate experimental /56/, mărimile se cunosc în ua, fiind necesară transformarea lor în urs. Considerînd S_b, U_b, ω_b , mărimile de bază pentru urs, rezultă relațiile de transformare căutate.

Pentru coeficientul de statistică rezultă din relațiile de definiție:

$$(A3.3.1) \quad K_s^{ua} = \frac{\delta U^V}{\Delta I_r^{kA/I_{rn}}} = \frac{\delta U^V}{\Delta I_r^{kA}} \frac{S_n^{MVA} \sin \varphi_n}{\sqrt{3} U_n^{kV}}$$

$$(A3.3.2) \quad K_b = \frac{\delta U}{\Delta I_r} = \frac{\delta U^V}{\Delta I_r^{kA}} \frac{S_n^{MVA} \sin \varphi_n}{\sqrt{3} U_n^{kV}} \frac{S_b^{MVA}}{U_b^{2kV}} \frac{U_n^{kV}}{S_n^{MVA} \sin \varphi_n} = K_s^{ua} \frac{U_n}{S_n \sin \varphi_n} \frac{1}{U_b^{kV}}$$

Pentru coeficientul de amplificare K_1 care leagă între ele mărimi de tip tensiune în ua, este valabilă relația:

$$(A3.3.3) \quad K_1 = K_1^{ua}$$

Pentru coeficientul de amplificare al SRAB și SE, utilizînd definițiile lui u_{En} și e_n din anexa A3.2, rezultă:

$$(A3.3.4) \quad K_u^{ua} = \frac{\Delta e^V}{\delta U^V} \quad ; \quad (A3.3.5) \quad K_u = \frac{\Delta e}{\delta U} = \frac{\Delta e^V}{\delta U^V} \frac{e_n}{V} U_b^{kV} = K_u^{ua} \frac{e_n}{V} U_b^{kV}$$

$$(A3.3.6) \quad K_E^{ua} = \frac{\Delta u_E^V}{\Delta e^V} \quad ; \quad (A3.3.7) \quad K_E = \frac{\Delta u_E}{\Delta e} = K_E^{ua} \frac{e_n}{V} \frac{u_{En}}{u_{En}^V}$$

$$(A3.3.8) \quad K_u K_E = K_u^{ua} K_E^{ua} \frac{u_{En}}{V} U_b^{kV} \quad ; \quad (A3.3.9) \quad K_E = K_E^{ua}$$

$$(A3.3.10) \quad K_u = K_u^{ua} \frac{u_{En}}{V} U_b^{kV}$$

Pentru toate constantele de timp sînt valabile relații de tipul (A3.2.8), (A3.2.9), iar pentru $u_E, e, \delta U, u_{Emax}, u_{Emin}$ legătura este de forma:

$$(A3.3.11) \quad \bar{u}_E = \bar{u}_E^V \frac{u_{En}}{V}$$

Coeficientul de amplificarea rezultat are expresia:

$$(A3.3.12) \quad K_{SRAE} = K_1 K_u K_E$$

In tabelul A3.3.1 se prezintă valorile determinate prin identificare experimentală /56/ pentru parametrii schemei bloc din fig.3.9, în ua, urmăriți pentru trei tipuri de generatoare din cadrul SEN:

- a) grupurile de 330 MW (Rovinari, Turceni, Brăila);
- b) grupurile de 315 MW (Isalnita);
- c) grupurile de 200 MW (Rovinari, Brazi).

Tabelul A3.3.1

Tip	UM	S _b	U _b	S _n	U _n	I _{rn}	cos φ _n	u _{ln}	e _n	U _n	U _{ca}
a	ua	100	24	388	24	4.917	0.85	402	3	1.145	96.145
	urn	-	-	1	1	0.5268	-	1	1	1	83.969
	urs	-	-	3.88	1	2.0439	-	1.7745 · 10 ⁻³	1.3243 · 10 ⁻⁵	4.771 · 10 ⁻²	4.006
b	ua	100	24	370	24	4.639	0.85	432	0	0	96
	urn	-	-	1	1	0.5268	-	1	0	0	96
	urs	-	-	3.7	1	1.9492	-	2.3139 · 10 ⁻³	0	0	4
c	ua	100	15	235	15	4.7648	0.85	310	1.4286	0.21262	45.2126
	urn	-	-	1	1	0.5268	-	1	1	1	212.645
	urs	-	-	2.35	1	1.2379	-	1.6337 · 10 ⁻³	0.75286 · 10 ⁻⁵	1.4774 · 10 ⁻²	3.01617

Tabelul A3.3.1 (continuare)

Tip	UM	K ₁	K _s	K _u	K _E	T _{ud}	T _{u1}	T _{u2}	T _{u3}	K _{SRAE}
a	ua	4.167	5	2.62	75	0	0	0.04	0.03	118.82
	urn	87.336	8.2893	1	0.5597	0	0	12.56	9.42	48.98
	urs	4.167	0.1019	0.27756 · 10 ⁻³	75	0	0	12.56	9.42	8.6744 · 10 ⁻⁴
b	ua	4.167	4	8.8	7	0.16	0.048	0.027	0.14	250.69
	urn	100	7.593	1	0.1426	50.24	15.072	8.478	43.96	14.26
	urs	4.167	8.551 · 10 ⁻²	1.13124 · 10 ⁻³	7	50.24	15.072	4.478	43.96	3.3 · 10 ⁻²
c	ua	3.333	5	6.719	35	0.1792	21	0.064	0.37	733.83
	urn	235.16	44.641	1	0.1613	56.27	6594	20.096	116.18	37.93
	urs	3.333	0.2693	0.53114 · 10 ⁻³	35	56.27	6594	20.096	116.18	6.1067 · 10 ⁻²

Tabelul A3.3.1 (continuare)

Tip	UM	u _E	u _{max}	u _{min}
a	ua	177	804	-76
	urn	0.4403	2	-0.129
	urs	7.813 · 10 ⁻⁴	3.549 · 10 ⁻³	-3.356 · 10 ⁻⁴
b	ua	432	700	0
	urn	1	1.62	0
	urs	2.314 · 10 ⁻³	3.748 · 10 ⁻³	0
c	ua	260	550	-40
	urn	0.83871	1.806	-0.129
	urs	1.370 · 10 ⁻³	2.950 · 10 ⁻³	-0.2107 · 10 ⁻³

In figura A3.3.1 s-a reprezentat ordinograma corespunzătoare logicii de acțiune a elementului neliniar din cadrul schemei bloc din fig.3.9.

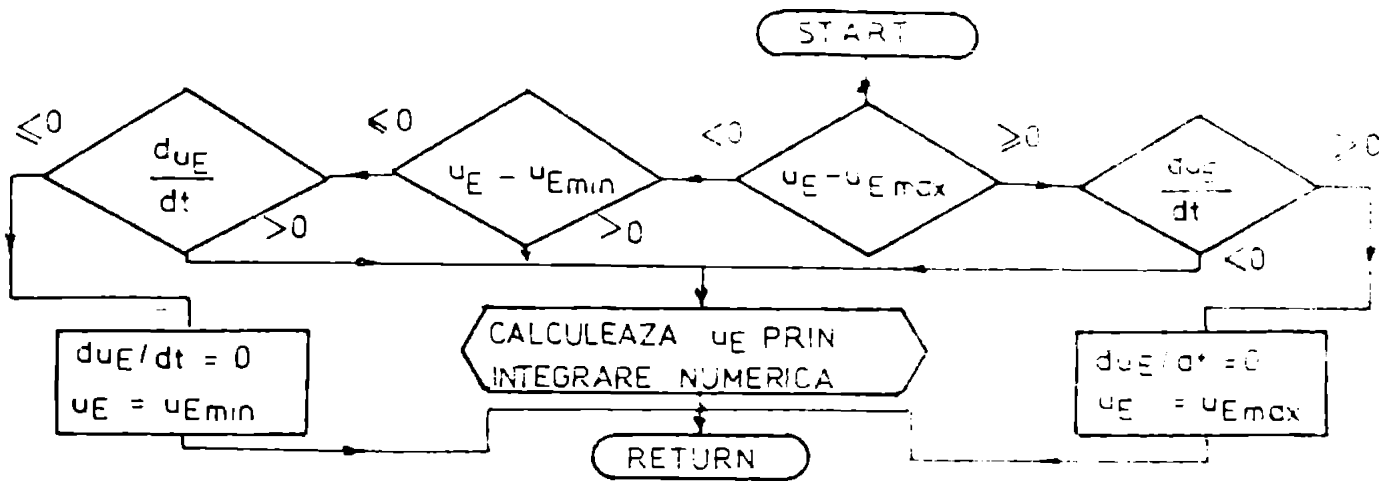


Fig.A3.3.1. Logica de acțiune a blocului neliniar din cadrul modelului intermediar al SE și SRAE.

Anexa A3.4.

CALCULUL CURENTULUI DE EXCITAȚIE PENTRU MODELUL NR.3 AL SE SI SRAE

În modelul nr.3 al SE și SRAE, pentru semnalul proporțional cu derivata curentului de excitație este necesară cunoașterea lui i_E , care în mod uzual se elimină din modelul matematic al GS. Pentru determinarea lui i_E se utilizează relația (A2.1.7), care, pe baza notațiilor introduse în relațiile (A2.1.9)+(A2.1.16) și a celor precizate referitor la relațiile (2.11)+(2.13), devine:

$$(A3.4.1) \quad i_E = \frac{(1+pT_D)}{(1+pT'_{do})(1+pT''_{do})} \frac{u_E}{R_E} - \frac{\rho(1+pT'_D)}{(1+pT'_{do})(1+pT''_{do})} \frac{L_{dh}}{R_E} i_d$$

Relației (A3.4.1) îi corespunde schema bloc din fig.A3.4.1. Modelul matematic în domeniul timp rezultă utilizând relațiile (A3.1.23)+(A3.1.28) și introducând variabilele auxiliare i_{E3} și i_{E4} :

$$(A3.4.2.a) \quad \dot{i}_{E3} = -\frac{1}{T'_{do}} i_{E3} + \frac{1}{R_E T'_{do}} u_E + \frac{T_D}{R_E T'_{do}} \dot{i}_E$$

$$(A3.4.2.b) \quad \dot{i}_{E1} = -\frac{1}{T''_{do}} i_{E1} + \frac{1}{T''_{do}} i_{E3}$$

$$(A3.4.2.c) \quad \dot{i}_{E4} = -\frac{1}{T'_{do}} i_{E4} + \frac{L_{dh}}{R_E T'_{do}} \dot{i}_d$$

$$(A3.4.2.d) \quad \dot{i}_{E2} = -\frac{1}{T''_{do}} i_{E2} + \frac{1}{T''_{do}} i_{E4} + \frac{T'_D}{T''_{do}} \dot{i}_{E4}$$

$$(A3.4.2.e) \quad i_E = i_{E1} + i_{E2}$$

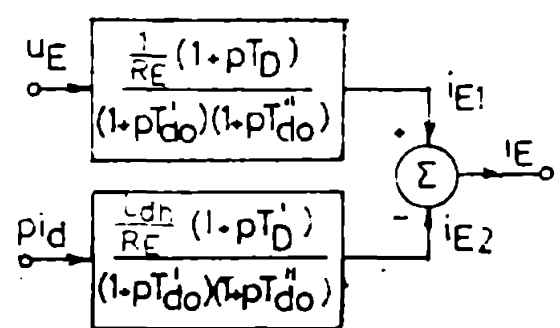


Fig.A3.4.1. Schema bloc corespunzătoare determinării curentului de excitație.

Valorile inițiale ale variabilelor i_{E1} , i_{E2} , i_{E3} , i_{E4} și i_E sînt date de relații de tipul (A3.1.21)+(A3.1.22):

$$(A3.4.3.a) \quad i_{E30} = u_{E0}/R_E \quad ; \quad (A3.4.3.b) \quad i_{E10} = u_{E0}/R_E$$

$$(A3.4.3.c) \quad i_{E40} = 0 \quad ; \quad (A3.4.3.d) \quad i_{E20} = 0$$

În ipoteza utilizării unui model de ordinul 7 pentru GS, cu considerarea fenomenelor transitorii statorice, derivata lui i_d rezultă dintr-o relație de tipul (2.25'). În lucrare se utilizează modele de ordinul 5, aproximarea derivatei re-

zîndu-se în două moduri:

a) pentru intervalele normale de calcul se utilizează o aproximație liniară tipul:

$$(A3.4.4) \quad \dot{i}_d = \Delta i_d / \Delta t$$

e pentru intervalul (k+1) se aproximează $\Delta i_d^{k+1} = i_d^k - i_d^{k-1}$, iar Δt reprezintă ul de timp;

b) pentru intervalele de discontinuitate se admite o variația exponențială cu stanta de timp T_{1d} (de ordinul de mărime a 1-5 ms) :

$$(A3.4.5) \quad \dot{i}_d = \frac{1}{T_{1d}} i_d + \frac{1}{T_{1d}} i_d^{k+}$$

i_d^{k+} este valoarea lui i_d la momentul t_k^+ (discontinuitate), iar $i_{do} = i_d^{k-1}$.

În relațiile (A3.4.2) toate mărimile sînt în urs. Practic însă, fiind vorba de E reale, pentru mărimile care au o semnificație fizică clară se preferă ua: cu- tul de excitație și variabilele auxiliare aferente (A), tensiunea de excitație , timpul și T_{1d} (s). Considerînd i_{En} curentul de excitație corespunzător lui , în urs (încărcare nominală a grupului), iar i_{En}^A și u_{En}^V mărimile respective în sistemul A3.4.2 devine:

$$(A3.4.6.a) \quad \dot{i}_{E3}^{A/s} = - \frac{314}{T_{do}'} i_{E3}^A + \frac{i_{En}^A}{u_{En}} \frac{314}{T_{do}'} u_E^V + \frac{i_{En}^A}{u_{En}} \frac{T_D}{T_{do}'} \dot{u}_E^V/s$$

$$(A3.4.6.b) \quad \dot{i}_{E1}^{A/s} = \frac{314}{T_{do}''} (i_{E3}^A - i_{E1}^A)$$

$$(A3.4.6.c) \quad \dot{i}_{E4}^{A/s} = - \frac{314}{T_{do}'} i_{E4}^A + \frac{L_{dh}}{R_E T_{do}'} \frac{i_{En}^A}{i_{En}} \dot{i}_d^{urs/s}$$

$$(A3.4.6.d) \quad \dot{i}_{E2}^{A/s} = - \frac{314}{T_{do}''} (i_{E2}^A - i_{E4}^A) + \frac{T_D'}{T_{do}''} \dot{i}_{E4}^{A/s}$$

$$(A3.4.6.e) \quad i_E^A = i_{E1}^A + i_{E2}^A$$

temului (A3.4.6) i se adaugă relațiile de limitare a curentului de excitație:

$$(A3.4.7) \quad 0 \leq i_E \leq i_{E_{max}}$$

tru modelul nr.3 (Pdf) $i_{E_{max}} = 3440$ A, relația (A3.4.7) fiind tratată în modul sentat în figura 3.5.b și relațiile de calcul aferente.

ANEXA A3.5

RELATIILE DE CALCUL, PARAMETRII SI LOGICA DE ACTIUNE A BLOCURILOR NELINIARE PENTRU MODELUL NR.3 AL SE SI SRAS

Prezentarea relațiilor suplimentare de calcul, a expresiei și valorii parame- lor se face pe blocurile funcționale ale modelului nr.3 al SE și CRAE, în com- itate cu schema bloc din fig.3.10 /55/,/94/,/158/,/159/. Particularizările erice se fac pentru SE și SRAS cu care sînt echipate hidrogeneratoarele din trala Porțile de fier 1, avînd următoarele date nominale: $S_n = 190$ MVA; $U_n = 75$ kV; $\cos \varphi_n = 0,9$; $u_{En} = 375$ V; $i_{En} = 1720$ A; $u_{En} = 1.3072 \cdot 10^{-3}$ urs; $S_b = 100$ MVA; 15kV.

a) bloclul de tensiune cuprinde canalul principal al abaterii de tensiune, reună cu semnalul de compundare, precum și canalul suplimentar al derivatei terii de tensiune. Considerînd mărimile de intrare U și I în urs, coeficien-

ții de amplificare și constantele de timp au următoarele expresii sau valori:

$$\begin{aligned} (A3.5.1) \quad K_1 &= 100 U_b^{KV} / U_n^{KV} = 95.2381 [V/urs] ; & (A3.5.2) \quad K_4 &= 2 K_{\Delta U} [mA/V] \\ (A3.5.3) \quad K_2 &= K_s / I_{rn} = 1.26782 K_s [V/urs] ; & (A3.5.4) \quad K_3 &= 2 \\ (A3.5.5) \quad T_3 &= 0.014 [s] ; & (A3.5.6) \quad K_5 &= 1.2 \cdot 10^{-3} n'_{\Delta U} [mA s/V] \\ (A3.5.7) \quad T_5 &= 2.62 \cdot 10^{-3} n'_{\Delta U} [s] \end{aligned}$$

Valorile posibile ale cheilor de dozaj sînt precizate în tabelul 3.1.

b) Blocul de frecvență cuprinde canalele suplimentare ale abaterii de frecvență și derivatei abaterii de frecvență. Semnalul de intrare se obține din faza β a tensiunii la borne în modul prezentat în anexa A3.4 pentru i_d :

- pentru intervalele de calcul normale

$$(A3.5.8) \quad \dot{\beta} = \frac{1}{2\pi} \frac{\Delta\beta^{\text{rad}}}{\Delta t^{\text{s}}}$$

unde pentru intervalul $(k+1)$ $\Delta\beta^{k+1} = \beta^k - \beta^{k-1}$;

- pentru intervalele de discontinuitate se admite o variație exponențială cu constanta de timp T_β :

$$(A3.5.9) \quad \dot{\beta} = -\frac{1}{T_\beta} (\beta - \beta^{k+})$$

unde β^{k+} este valoarea lui β la momentul t_k^+ (discontinuitate), iar $\beta_0 = \beta^{k-1}$.

Coefficienții de amplificare și constantele de timp au următoarele expresii sau valori:

$$\begin{aligned} (A3.5.10) \quad K_{11} &= 45 [V/Hz] ; & (A3.5.11) \quad T_{11} &= 0.14 [s] \\ (A3.5.12) \quad K_{12} &= 9 \cdot 10^{-3} n_{\Delta f} [mA s/V] ; & (A3.5.13) \quad K_{13} &= 3.63 \cdot 10^{-3} n'_{\Delta f} [mA s/V] \\ (A3.5.14) \quad T_{12} &= 0.81 + 0.0126 n_{\Delta f} [s] ; & (A3.5.15) \quad T_{13} &= 2.5 \cdot 10^{-3} n'_{\Delta f} [s] \end{aligned}$$

Valorile posibile ale cheilor de dozaj $n_{\Delta f}$ și $n'_{\Delta f}$ sînt prezentate în tabelul 3.1. Modul de acțiune a releului de frecvență și a blocului de limitare al tensiunii $u_{\Delta f}$ sînt prezentate în fig. A3.5.1, cu următoarele valori ale parametrilor:

$$(A3.5.16) \quad u_{\Delta f \text{ max}} = 100 [V] ; \quad u_{\Delta f \text{ min}} = -100 [V] \quad (A3.5.17)$$

$$(A3.5.18) \quad U_{\text{max1}} = 1.25 U_n ; \quad U_{\text{max2}} = 1.12 U_n \quad (A3.5.19)$$

$$(A3.5.20) \quad \dot{u}_{\Delta f \text{ max}} = 135 [V/s] ; \quad \dot{\beta}_{\text{max}} = 1.5 [Hz] \quad (A3.5.21)$$

c) Blocul derivatei curentului de excitație cuprinde doar canalul suplimentar corespunzător, fiind valabile precizările din Anexa A3.4. Parametrii au valorile dependente de cheia de dozaj n_{IE} (tabelul 3.1):

$$(A3.5.22) \quad K_{21} = 3.6 \cdot 10^{-5} n_{IE} [mA s/A]$$

$$(A3.5.23) \quad T_{21} = 0.052 + 1.29 \cdot 10^{-3} n_{IE} [s]$$

d) Blocul reacțiilor interne cuprinde un canal clasic de reacție negativă (RIR) și un canal de reacție derivativ (RIE). Parametrii au valorile dependente de cheile de dozaj n_{RIR} și n_{RIE} (tabelul 3.1):

$$(A3.5.24) \quad K_7 = 14 \cdot 10^{-5} n_{RIR} [mA/V] ; \quad T_3 = 0.024 [s]$$

$$(A3.5.26) \quad K_8 = 0.19267 \cdot 10^{-5} n_{IE} [mA s/V]$$

e) Blocul de limitare inferioară a excitației (LEM) cuprinde canalul suplimentar care intră în funcțiune la depășirea limitei minime de încărcare capacitivă, comandat de releul RLEM. Coeficientul de amplificare K_{22} are valoarea:

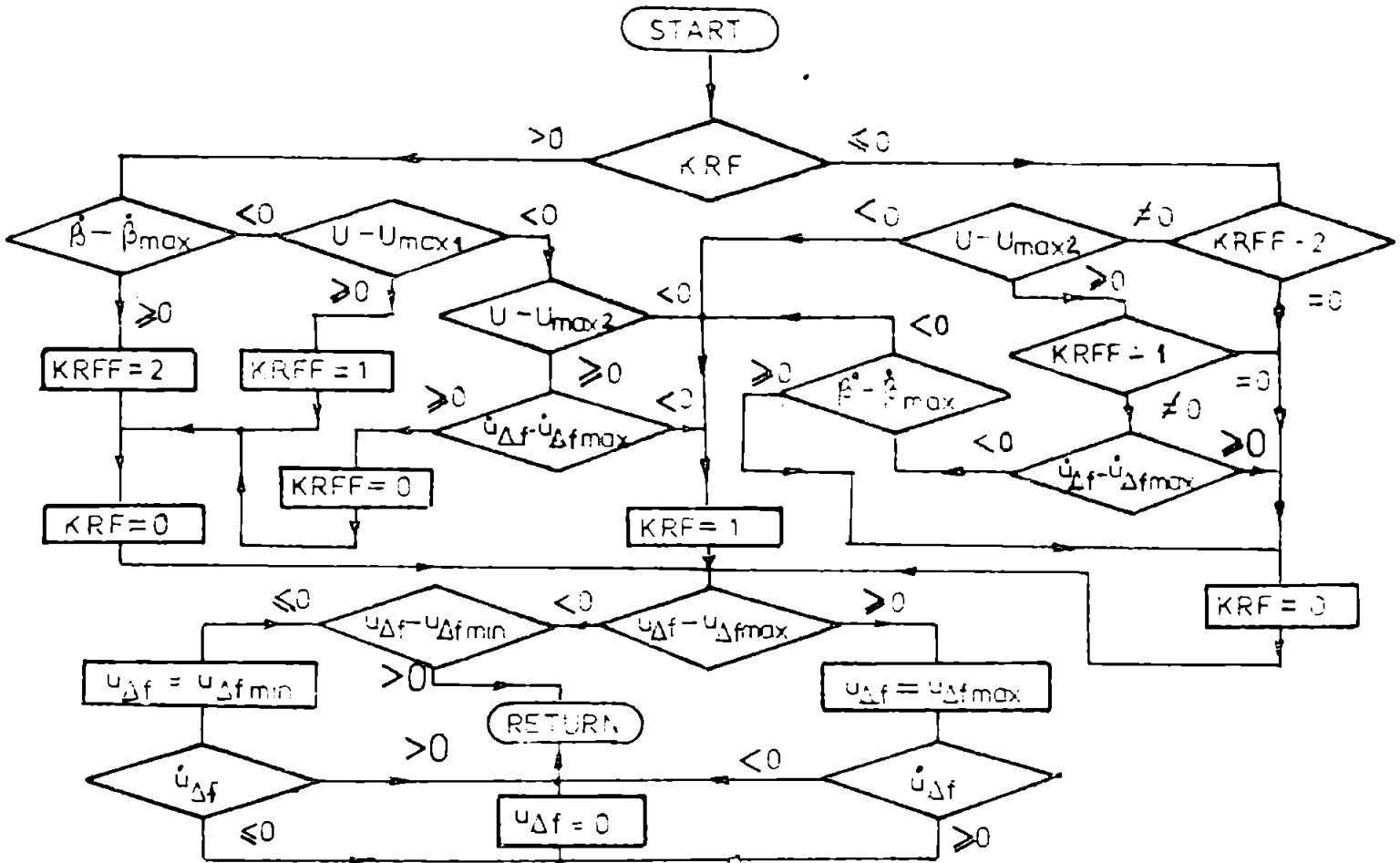


Fig.A3.5.1. Logica actiunii elementelor neliniare din blocul de frecventă.

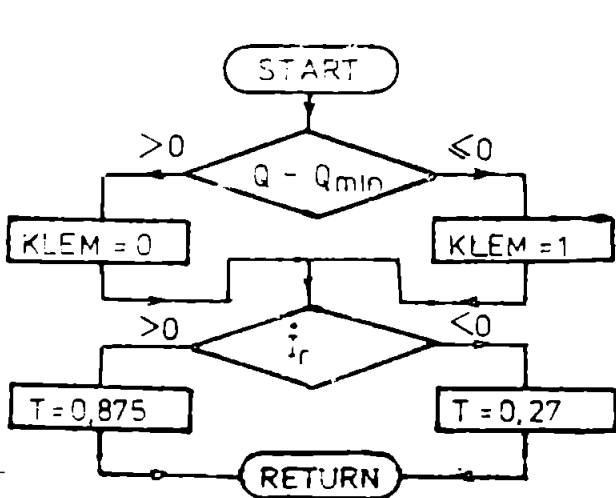


Fig.A3.5.2. Logica actiunii releului RLEM.

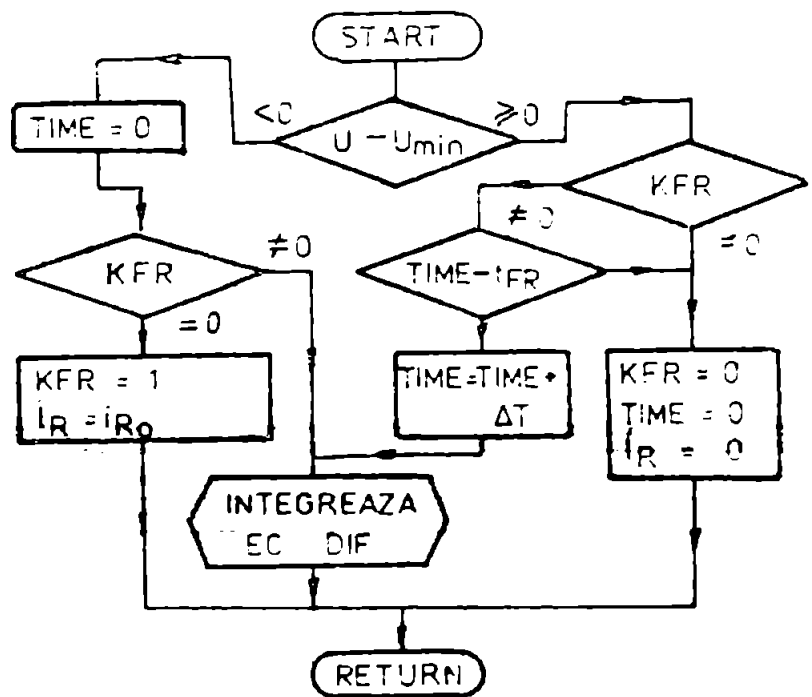


Fig.A3.5.3. Logica actiunii releului RFR.

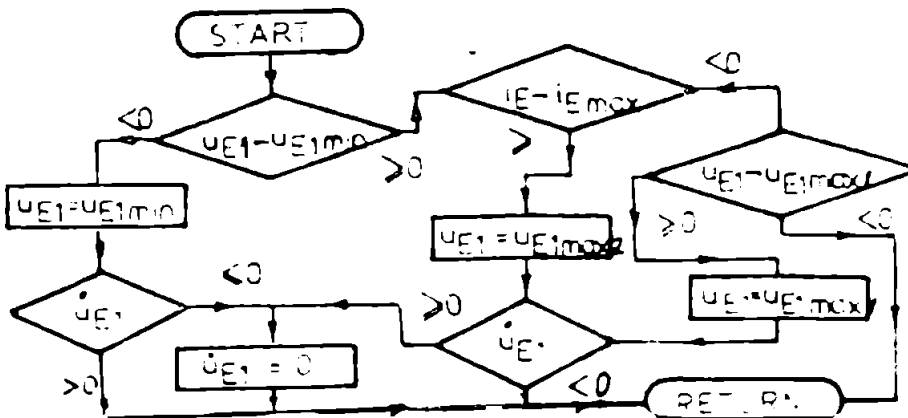


Fig.A.3.5.4. Logica actiunii blocului nelinier de limitare a tensiunii de excitatie.

$$(A3.5.27) \quad K_{22} = 0.984 / I_{rn} = 1.2475 \text{ [mA/urs]}$$

Logica de funcționare a releului RLEM și modul de acțiune a canalului LEM sînt prezentate în ordinograma din fig.A3.5.2, unde $U_{\min} = -80 \text{ KVAR}$. În mod uzual în regimul staționar anteperturbație RLEM = 0 și $I_{LEM} = 0$.

f) Blocul de forțare prin relec cuprinde canalul care asigură atingerea rapidă a plafonului de excitație în cazul scăderii accentuate a tensiunii la borne (sub valoarea de $U_{\min} = 0.85 U_n$) și menținerea lui u_2 în plafon pînă cînd tensiunea la borne se menține peste U_{\min} timp de t_{FR} secunde ($t_{FR} = 0.15 \text{ s}$). Modul de funcționare a blocului de forțare prin relec și logica de acțiune a releului RFR este prezentată în fig.A3.5.3 ($u_{FR} = 24 \text{ V}$). În regim staționar anteperturbație KFR = 0 în mod normal.

g) Blocul de comandă și execuție cuprinde puntea cu tiristoare care dă tensiunea de excitație a GS, împreună cu blocurile neliniare aferente. Parametrii blocului au următoarele expresii și valori:

$$(A3.5.28) \quad K_6 = 5906.25 \text{ [V/mA]} \quad ; \quad (A3.5.29) \quad T_5 = 0.125(1+0.1 n_{RA}) \text{ [s]}$$

$$(A3.5.30) \quad u_{E_1, \max_1} = 605 \text{ [V]} \quad ; \quad (A3.5.31) \quad u_{E_1, \max_2} = 345 \text{ [V]}$$

$$(A3.5.32) \quad u_{E_1, \min} = -835 \text{ [V]} \quad ; \quad (A3.5.33) \quad \bar{u}_3 = 285 \text{ [V]}$$

Valorile cheii de dozaj n_{RA} sînt precizate în tabelul 3.1, iar în fig.A3.5.4 se prezintă schema logică aferentă blocului neliniar de limitare a tensiunii de excitație.

Coefficientul de amplificare global are expresia:

$$(A3.5.34) \quad K_{SRAB}^{urn} = \frac{K_1 K_3 K_4 K_5}{1 + K_6 K_7} \frac{1}{u_{En}} \frac{U_n^{kV}}{U_b^{kV}}$$

Pe baza relației (A3.5.34), precum și a relațiilor de definiție a coeficienților K_1, K_3, K_4, K_6, K_7 și a relației de legătură (A3.2.12) rezultă următoarele forme particulare ale lui K_{SRAB} pentru hidrogeneratoarele de la Porțile de fier 1:

$$(A3.5.35) \quad K_{SRAB}^{urn} = \frac{6300 K_{\Delta U}}{1 + 0.826375 n_{RIR}} \quad ; \quad (A3.5.36) \quad K_{SRAB}^{urs} = \frac{7.84308 K_{\Delta U}}{1 + 0.826975 n_{RIR}}$$

$$(A3.5.37) \quad K_{SRAB}^{ua} = \frac{7.84308 K_{\Delta U}}{1 + 0.826375 n_{RIR}} \quad \text{[V excitație/ kV tensiune la borne]}$$

În tabelul A3.5.1 se prezintă valorile coeficientului global de amplificare, în urn, pentru cele trei valori posibile ale lui $K_{\Delta U}$ (tabelul 3.1) și trei valori semnificative ale lui n_{RIR} .

Tabelul A3.5.1

$n_{RIR} \backslash K_{\Delta U}$	0.01	0.02325	0.04075
0	63.0	146.5	256.7
5	12.27	28.53	50.0
10	6.797	15.8	27.7

Aneza A3.6

RELATIILE DE CALCUL, PARAMETRII SI LOGICA DE ACTIUNE A BLOCURILOR NELINIARE PENTRU MODELUL NR.4 AL SA SI SRAB

Prezentarea relațiilor suplimentare de calcul a expresiei și valorii parametrilor se face pe blocuri funcționale, în conformitate cu schema bloc din fig.3.11, valorilor posibile ale cheilor de dozaj fiind cele precizate în tabelul 3.2.

a) Blocul de tensiune este similar calitativ cu cel de la modelul nr.3, parametri K_1 , K_2 , și T_3 având aceleași expresii. Pentru K_3 , K_4 , K_5 și T_5 sînt valabile relațiile:

$$(A3.6.1) \quad K_4 = 10^{-2} K_{\Delta U} \text{ [mA/V]} \quad ; \quad (A3.6.2) \quad K_3 = 1$$

$$(A3.6.3) \quad K_5 = 2 \cdot 10^{-3} n'_V \text{ [mA s/V]} \quad ; \quad (A3.6.4) \quad T_5 = 3 \cdot 10^{-3} n'_U \text{ [s]}$$

b) Blocul de viteză este calitativ similar cu canalul abaterii de frecvență din cadrul blocului de frecvență al modelului nr.3, mărimea de intrare fiind în urs. Coeficienții de amplificare și constantele de timp au expresiile:

$$(A3.6.5) \quad K_{11} = 45 \text{ [V/urs]} \quad ; \quad (A3.6.6) \quad T_{11} = 0.14 \text{ [s]}$$

$$(A3.6.7) \quad K_{12} = 10^{-2} n_{\Delta \omega} \text{ [mA/V]} \quad ; \quad (A3.6.8) \quad T_{12} = 0.8 + 0.012 n_{\Delta \omega} \text{ [s]}$$

Modul de acțiune a releului de viteză și a blocului de limitare a tensiunii $u_{\Delta \omega}$ este similar cu cel prezentat în fig.A3.5.1, pentru modelul nr.3, cu valori identice pentru parametri limită.

c) Blocul de putere cuprinde canalul suplimentar al semnalului de abatere de putere. Considerînd mărimile de intrare în urs, parametri blocului sînt dați de relațiile:

$$(A3.6.9) \quad K_{21} = 6/P_n \text{ [V/urs]} \quad ; \quad (A3.6.10) \quad T_{21} = 0.1 \text{ [s]}$$

$$(A3.6.11) \quad K_{22} = 4 \cdot 10^{-3} n_{\Delta P} \text{ [mA/V]} \quad ; \quad (A3.6.12) \quad T_{22} = 3 \cdot 10^{-3} n_{\Delta P} \text{ [s]}$$

Releul de putere și blocul de limitare al tensiunii $u_{\Delta P}$ acționează după o logică identică cu cea a releului de frecvență, respectiv a blocului de limitare a lui $u_{\Delta f}$, din cadrul modelului nr.3 al SE și SRAE, cu valori similare ale parametrilor limită.

d) Blocul de forțare prin relee este similar cu cel de la modelul nr.3 al SE și SRAE.

e) Blocul de comandă și execuție este calitativ similar cu cel de la modelul nr.2 al SE și SRAE (fig.3.9). Parametri blocului au următoarele valori:

$$(A3.6.13) \quad K_6 = 4000 \text{ [V/mA]} \quad ; \quad (A3.6.14) \quad K_9 = 1$$

$$(A3.6.15) \quad T_7 = T_8 = 0 \quad ; \quad (A3.6.16) \quad T_6 = T_9 = 0.05 \text{ [s]}$$

Blocurile neliniare acționează similar cu modul prezentat la modelul nr.3, cu următoarele expresii ale valorilor limită:

$$(A3.6.17) \quad u_{E_1, \max_1} = 2 u_{En}^V - \bar{u}_E^V \text{ [V]} \quad ; \quad (A3.6.18) \quad u_{E_1, \min} = 0 - \bar{u}_E$$

$$(A3.6.19) \quad u_{E_1, \max_2} = 1.1 u_{En}^V - \bar{u}_B^V \text{ [V]} \quad ; \quad (A3.6.20) \quad \bar{u}_E = 0.44 u_{En}^V \text{ [V]}$$

$$(A3.6.21) \quad I_{E \max} = 2 I_{En} \text{ [A]}$$

Coeficientul de amplificare global are expresia din relația (A3.6.22), care, prin înlocuirea expresiilor coeficienților de amplificare și aproximarea $U_n \cong U_b$, se poate aduce la forma (A3.6.23):

$$(A3.6.22) \quad K_{SRAE}^{urn} = K_1 K_3 K_4 K_6 K_9 \frac{1}{u_{En}^V} \frac{U^{kV}}{U_b^{kV}} \quad ; \quad (A3.6.23) \quad K_{SRAE}^{urn} = \frac{4000 K_{\Delta U}}{u_{En}^V}$$

Aneza 3.7

RELATII DE CALCUL SI PARAMETRII PENTRU MODELUL NR.1 SI 2 AL SRAV SI MP

În relațiile care descriu comportarea SRAV și MP prezentate în fig.3.19 și 3.20 toate mărimile sînt exprimate în urs. În mod usual, mărimile legate de

regulator se dau în urn, respectiv ua, fiind necesară transformarea lor în urs. Constantele de timp se dau în secunde, transformarea lor efectuându-se cu relații de tipul A3.2.9.

Pentru modelul simplu, pe baza definiției mărimilor în urn, urn și ua, rezultă următoarele relații de transformare (în ipoteza $\omega_n = \omega_b$):

(A3.7.1) $\sigma = \sigma^{urn}/s_{pn}$; (A3.7.2) $\zeta = \zeta_n^{s \text{ rad/s}}/s_{pn}$

(A3.7.3) $s_{pn} = s_n \cos \varphi_n$

(A3.7.4) $\dot{s}_{p \text{ min}} = \dot{s}_{p \text{ min}}^{urn} s_{pn} \omega_b^{rad/s}$; (A3.7.5) $s_{p \text{ max}} = s_{p \text{ max}}^{urn} s_{pn}$

(A3.7.6) $\dot{s}_{p \text{ max}} = \dot{s}_{p \text{ max}}^{urn} s_{pn} \omega_b^{rad/s}$; (A3.7.7) $s_{p \text{ min}} = s_{p \text{ min}}^{urn} s_{pn}$

Valorile tipice ale parametrilor pentru diverse tipuri de SRAY și MP se prezintă în tabelul A3.7.1.

Tabelul A3.7.1

Tip MP	Tip SRAY	σ [urn]	ζ [s]	n [s]	$s_{p \text{ max}}$ [urn]	$s_{p \text{ min}}$ [urn]	$\dot{s}_{p \text{ max}}$ [urn/s]	$\dot{s}_{p \text{ min}}$ [urn/s]	T_1 [s]	T_2 [s]
Turbo	MH	0.05	0.02÷ 0.1	0	1.05	0.25	0.1	-1.0	0	0.3÷ 0.5
	EH	0.05	0.05÷ 0.1	1	1.05	0.25	0.1	-0.1	0	0.3÷ 0.5
Hidro	MH	0.03÷ 0.06	2.0- 10.0	3.5- 20.0	1.1	0.1	0.04	-0.2	2.5- 4.0	0.25- 2.0
	EH	0.03÷ 0.05	0.2÷ 1.0	0.5÷ 1.5	1.1	0.1	0.04	-0.2	0.5÷ 4.0	0.25÷ 2.0

Pentru modelul nr.2 "turbo" sînt valabile precizările anterioare referitoare la MP și limitări, iar pentru amplificarea \bar{K} corespunde σ^{-1} . Constantele de timp T_3, T_4, T_5 prezintă o gamă largă de valori. În absența altor informații, pentru SRAY mecano-hidraulice $T_1 = (0.2+0.5) \text{ s}$; $T_2 = 0$; $T_3 = (0.1+0.2) \text{ s}$, iar pentru cele electrohidraulice $T_1 = T_2 = 0$; $T_3 = (0.025+0.1) \text{ s}$.

Anexa A3.8

RELATIILE DE CALCUL PARAMETRILOR SI LOGICA DE ACTIUNE A BLOCURILOR NELINIARE PENTRU MODELUL NR.3 AL MP SI SRAY

Toate mărimile din modelul matematic prezentat în relațiile (3.19) se consideră în urn, iar timpul și constantele de timp în secunde. Mărimile de interfață cu cu GS se calculează cu relațiile:

(A3.8.1) $P_{pn}^{urn} = P_{pn} / s_{pn} \cos \varphi$; (A3.8.2) $\omega^{urn} = \omega$; (A3.8.3) $t^s = t/\omega_b$

Logica de acțiune a blocurilor neliniare este prezentată în ordinograma din fig. A3.8.1, inclusiv modul de determinare al coeficientului K_{pn} . Valorile numerice concrete ale coeficienților de amplificare, constantelor de timp, limitelor și ale celorlalți parametri se exemplifică în tabelul A3.8.1 pentru SRAY electrohidraulice cu care sînt echipate grupurile generatoare din centrala Portile de fier 1 /294/.

Prin particularizarea relației (3.20.a) pentru valorile numerice din tabelul A3.8.1, rezultă:

(A3.8.4.a) $s_{pc}^{urn} = 0.9013 P_{so}^{urn} - 0.10065$ pentru $y_3 \leq \bar{y}_3$

(A3.8.4.b) $s_{pc}^{urn} = 0.59607 P_{so}^{urn} + 0.1367$ pentru $y_3 > \bar{y}_3$

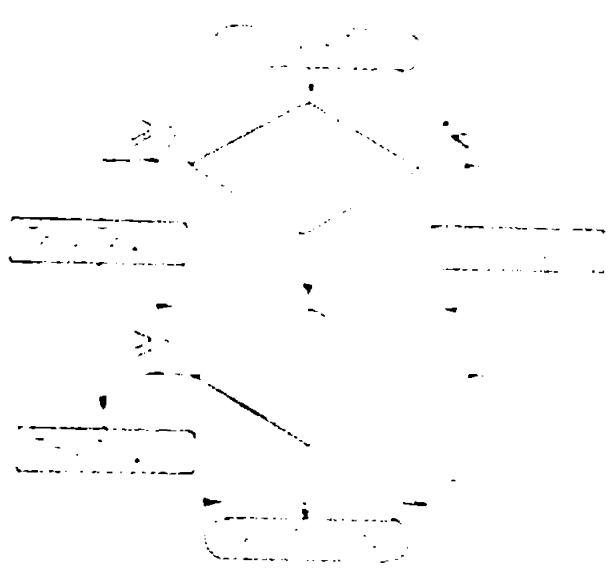
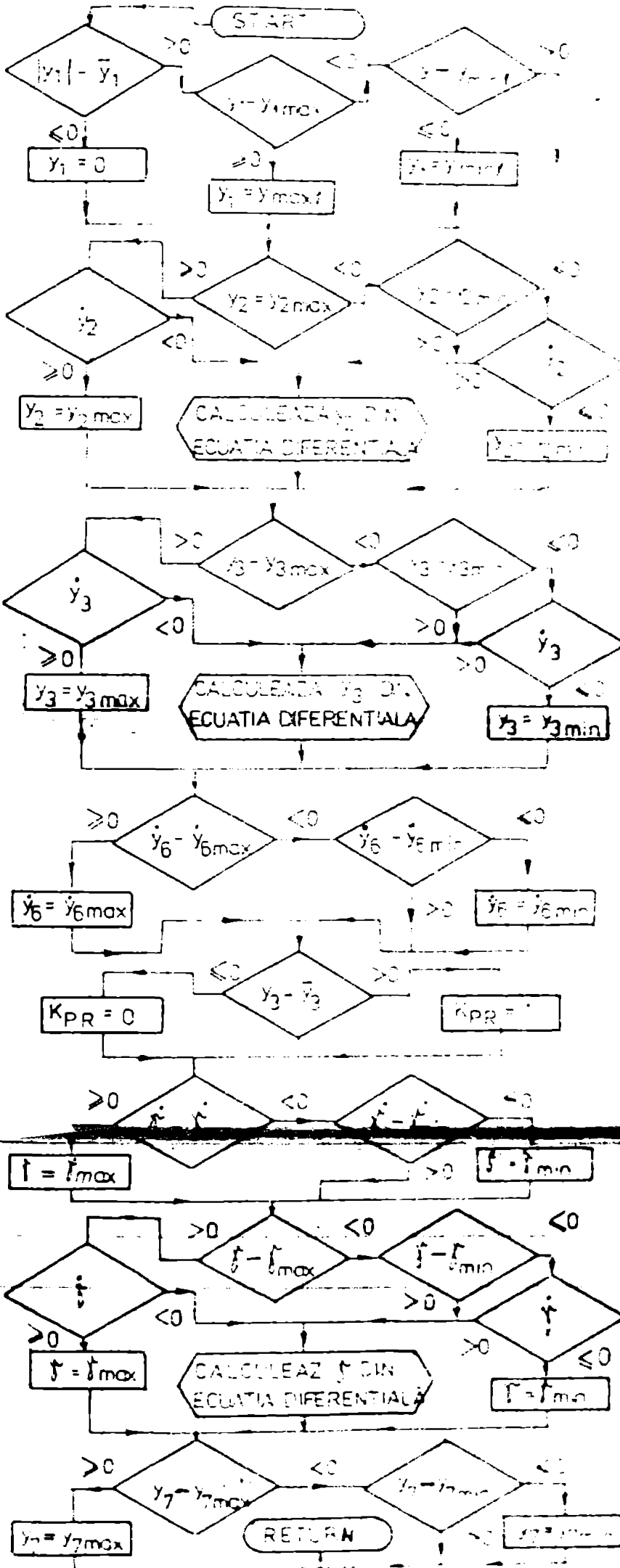


Fig. A3.8.2. Modul de stabilire a constantelor de timp T_{i1}, T_{i2} .

Tabloul A3.8.1

Mărimă	UM	Valoare
y_{1max}	urn	1.0
y_{1min}	urn	-1.0
y_1	urn	0.0002
K_1	-	25.0
T_1	s	0.1
y_{2max}	urn	0.1
y_{2min}	urn	-0.1
T_2	s	1.25
y_{3max}	urn	1.0
y_{3min}	urn	0.0
δ	-	0.05
δ	-	0.65
T_3	s	11.0
y_{6max}	urn/s	0.07
y_{6min}	urn/s	-0.07
K_{PR}	-	1.1095
T_{6+}	s	0.51
T_{6-}	s	0.42
y_{6+}	urn	0.3546
y_{6-}	-	1.548
T_6	urn	0.3046
δ_1	-	0.461
T_{7+}	s	1.1
T_{7-}	s	1.7
y_{7max}	urn/s	0.04
y_{7min}	urn/s	-0.07
y_{7max}	urn	1.0
y_{7min}	urn	-0.66
K_8	-	0.1692
y_{7max}	urn	1.175
y_{7min}	urn	0.06
T_8	s	2.2
T_8	s	1.1

Fig. A3.8.1. Logica de actiune a blocurilor neliniare din cadrul modelului nr.3 al MP si MRAV.

Se menționează faptul că, având în vedere duratele de analiză a procesului tranzitoriu de ordinul de mărime al secundelor, nu s-au luat în considerare tipurile de tip "dispozitiv de închidere programată" (DIP) cu borne din conținutul SS de la Portile de fier (intră în acțiune când viteza unghiulară depășește valoarea de 1.15 urm).

Anexa A4.1
CARACTERISTICILE STATICE ALE COMPONENTELOR DE CONSUM

Caracteristicile statice ale principalelor componente de consum din relațiile (4.1), (4.2) sînt prezentate în tabelul A4.1.1 /57/, /62/, utilizându-se definițiile:

(A4.1.1) $f_r = f/f_n$; (A4.1.2) $U_r = U/U_n$

Caracteristici	P	Q	$\cos \phi$
Componente consum			
Motoare asincrone cu cuplu rezistent constant (P_{as1}, Q_{as1})	$P = P_n f_r^2$ $Q = 0$	pt. $U_r > 0.8$ pt. $U_r < 0.8$	$\cos \phi = \frac{0.85 f_r^2}{1 + 0.005 f_r^2}$
Motoare asincrone cu cuplu rezistent proportional cu patratul turatiei (P_{as1}, Q_{as1})	$P = P_n f_r^3$ $Q = 0$	pt. $U_r > 0.8$ pt. $U_r < 0.8$	$\cos \phi = 0.85 f_r$
Motoare sincrone cu cuplu rezistent constant (P_{s1}, Q_{s1})	$P = P_n f_r^2$ $Q = 0$	pt. $U_r > 0.8$ pt. $U_r < 0.8$	$\cos \phi = \frac{U_r - U_n}{U_r - U_n}$
Motoare sincrone cu cuplu rezistent proportional cu patratul turatiei (P_{s1}, Q_{s1})	$P = P_n f_r^3$ $Q = 0$	pt. $U_r > 0.8$ pt. $U_r < 0.8$	$\cos \phi = \frac{U_r - U_n}{U_r - U_n}$
Cuptoare și redresoare (P_{cr}, Q_{cr})	$P = P_n U_r^2$		$\cos \phi = \frac{U_r^2}{1 + U_r^2}$
Iluminat și consum casnic (P_{ic}, Q_{ic})	$P = P_n U_r^2$		$\cos \phi = 0$
Pierderi de putere (P_p, Q_p)	$P = P_n f_r^2$		$\cos \phi = \frac{f_r^2}{1 + f_r^2}$

Anexa A4.2
TEHNICI DE MEMORARE SI PRELUCRARE A MATRICELOR LACUNARE

Tehnicile de memorare și prelucrare a matricelor lacunare se compară în principal după memoria necesară și timpul de calcul total pentru soluționarea modelului matematic în care intervin.

Din punctul de vedere al memoriei se definește coeficientul de reducere a memoriei KM ca raportul dintre memoria necesară reținerii unei matrici sub formă densă (bidimensională), MD, și memoria necesară pentru reținerea lacunară, M:

(A4.2.1) $KM = \frac{M}{MD} \cdot 100$

În ceea ce privește timpul total de calcul, admitind faptul că numărul și timpul operațiilor aritmetice efective necesare pentru soluționarea modelului matematic este identic pentru toate tehnicile de memorare lacunară, utilizate, se compară următoarele elemente:

- a) crearea tehnicilor ajutatoare pentru reținerea lacunară a matricilor de sistem pe baza matricelor topologice și a celor de material;

- b) accesul direct la un element al matricii de sistem;
- c) accesul secvențial la elementele matricii de sistem (tente sau linii care corespund unei linii sau coloane).

Metodele de memorare lacunară se exemplifică pentru tabloul bidimensional YN corespunzând matricii de admitanță nodală, rezarându-se următoarele aspecte legate de criteriile de comparare:

a) tabloul YN , în forma originală, este un tablou pătrat complex de ordinul n (numărul de noduri ale sistemului), având aproximativ $2l$ (l = numărul de laturi, elemente nediagonale nenule. Elementul diagonal $YN(i,i)$ este suma admitanțelor laturilor incidente la nodul i , iar cel nediagonal $YN(i,j)$ este suma cu semn opus a admitanțelor laturilor care leagă nodurile i și j ;

b) topologia și caracteristicile de material ale elementelor de sistem sunt precizate prin intermediul tablourilor monodimensionale LD , LD , LD cuprinzând nodurile limitrofe, respectiv admitanțele laturilor;

c) în cazul matricii YN pentru MD rezultă valoarea:

$$(A4.2.2) \quad MD = 8 n^2 \begin{bmatrix} 0 \\ \dots \\ 0 \end{bmatrix} = n^2/123 \begin{bmatrix} 0 \\ \dots \\ 0 \end{bmatrix}$$

d) pentru MD usuale de mari dimensiuni se poate considera pentru scopul prezent, cu o bună aproximație și acoperitor:

$$(A4.2.3) \quad l = 1.25 n$$

Se compară următoarele patru tehnici de memorare a matricilor lacunare:

a) Metoda nr.1, la care memorarea tabloului YN se realizează prin intermediul a două tablouri monodimensionale:

- tabloul complex YV , de dimensiune $(n+2l)$, cuprinzând toate elementele nenule ale tabloului YN , în ordinea liniilor; pentru fiecare linie primul element este cel diagonal, urmat de elementele nediagonale, în ordinea crescătoare a indicilor coloanelor;

- tabloul întreg NY , de aceeași dimensiune cu YV , cuprinzând indicii coloanelor elementelor nenule din YN (pentru elementele nediagonale indicii se consideră cu semn minus),

Crearea tablourilor YV și NY din informațiile topologice și de material este relativ dificilă. Accesul secvențial pe linii este foarte simplu, în timp ce accesul secvențial pe coloane este dificil. Accesul direct la un anumit element (i,j) al tabloului YN este relativ dificil, fiind necesară parcurgerea unei bune părți a tabloului NY . Accesul direct se realizează sub forma:

$$(A4.2.4) \quad YN(i,j) = YV(L) \quad ; \quad (A4.2.5) \quad Nf(L) = j \quad ; \quad (A4.2.6) \quad L = j-M$$

$$(A2.4.7) \quad NY(j-M) = -1$$

unde M este cea mai mică valoare întreagă pentru care apare o valoare negativă în NY .

b) Metoda nr.2, la care memorarea tabloului YN se realizează prin intermediul a patru tablouri monodimensionale:

- tabloul complex YD , de dimensiunea n , cuprinzând elementele diagonale ale tabloului YN ;

- tabloul complex YND , de dimensiunea $2l$, cuprinzând elementele nediagonale nenule ale tabloului YN ;

- tabloul întreg NY , de dimensiunea $2l$, cuprinzând indicii coloanelor elementelor corespunzătoare din YND ;

- tabloul întreg NYD , de dimensiunea n , cuprinzând indicii elementelor din YND (respectiv NY) cu care încep liniile din YN .

La tablourile anterioare se mai poate adăuga tabloul monodimensional întreg NEL , de dimensiune n , cuprinzând informații despre numărul de elemente nediagonale nenule de pe fiecare linie. În ipoteza pregătirii tabloului NEL în fața de citire a informațiilor topologice și de material, crearea celorlalte tablouri este relativ simplă. Accesul secvențial pe linii este simplu. Accesul direct la un anumit element (i,j) al tabloului YN este simplu și rapid. Accesul la un element diagonal se realizează sub forma:

(A2.4.8) $YN(I, I) = YD(I)$

Accesul la un element nedijagonal se realizeaza sub forma:

(A2.4.9) $YN(I, J) = YND(L)$; (A2.4.10) $NY(I) = J$

(A2.4.11) $L = [NYD(I); NYD(I+1) - 1]$; (A2.4.12) $L = [NYD(I); NYD(I) + NBL(I)]$

g) Metoda nr.3 se utilizeaza pentru matrice simetrice, fiind ca la urmatoarele tablouri monodimensionale:

- tablourile YD, NYD si NY (optional NBL, similara cu cea de la metoda nr.2)
- tabloul complex YND, de dimensiunea 1, cuprinzind elementele nedijagonale aflate in triunghiul superior al tabloului YN;
- tabloul intreg INY, de dimensiunea 21, care coreleaza tablourile NY si NYD (cuprinde indicele elementului din YND care corespunde termenului din YN).

Crearea tablourilor ajutatoare se face in modul prezentat la metoda nr.2, iar parcurgerea pe linii a tabloului YN este quasistmpla. Accesul direct la un anumit element este simplu (relativ). Elementele diagonale se recupereaza ca la metoda nr.2, iar cele nedijagonale sub forma:

(A2.4.13) $YN(I, J) = YND(INY(L))$; (A2.4.14) $NY(L) = J$

(A2.4.15) $L = [NYD(I); NYD(I+1) - 1]$; (A2.4.16) $L = [NYD(I); NYD(I) + NBL(I)]$

d) Metoda nr.4, utilizata tot pentru matrice simetrice, prezinta urmatoarele deosebiri fata de metoda nr.2:

- tabloul YND este de dimensiunea 1, cuprinzind doar elementele nedijagonale nenule aflate in triunghiul superior al tabloului YN;
- tabloul NY este de dimensiunea 1, cuprinzind doar indicii coloanelor elementelor aflate in tabloul YND.

Crearea tablourilor ajutatoare este foarte simpla, dar parcurgerea secventiala a tabloului YN, respectiv accesul direct la un element din triunghiul inferior este foarte dificil.

In tabelul A4.2.1 se prezinta sintetic elementele caracteristice pentru fiecare metoda, in cadrul variantei nr.1.

Metoda	1	2		3		4	
Varianta	-	1	2	1	2	1	2
n	42 n	42 n	37 n	42 n	32 n	27 n	14.5 n
YM	525/n	525/n	462.5/n	515/n	400/n	337.5/n	306.25/n
Creare	Lentă	Rapidă		Rapidă		Foarte rapidă	
Acces secv.	Foarte rapid	Rapid		Rapid		Parțial lent	
Acces direct	Foarte lent	Foarte rapid		Rapid		Parțial lent	
n=200	M [ko]	8.2	8.2	7.23	8.2	6.25	5.27
	EM [%]	2.625	2.625	2.3125	2.625	2.0	1.5312

Memoria internă necesară pentru tablourile ajutatoare se poate reduce in continuare, pe seama unei ușoare creșteri a timpului de calcul, prin reținerea tablourilor întregi pe semicuvânt. Subprogramele de introducere și extragere a informației în semicuvinte sînt relativ simple și rapide /162/. In tabelul A4.2.1 varianta nr.2 corespunde memorării tablourilor întregi pe semicuvânt.

Pentru exemplificarea metodelor prezentate se consideră tabloul YN din fig. A2.4.1, structura tablourilor monodimensionale ajutatoare pentru cele patru metode discutate fiind prezentată în fig. A4.2.2, A4.2.3, A4.2.4 și A4.2.5.

Experiența autorului privind utilizarea tehnicilor de memorare și prelucrare a matricelor lacunare indica drept eficiente variantele de bază ale metodei nr.3, respectiv nr.2 /160/, /162/. Variantele cu reținerea tablourilor întregi pe semicuvânt sînt utile și recomandate doar în cazul unor restricții foarte severe privind memoria internă disponibilă.

	1	2	3	4	5	6	7	8
1	111		13					
2		222		24				
3			333	34	35			
4		24	34	444	45	45		
5			35	45	555	56	57	
6				46	56	666		68
7					57		777	
8						68		88

Fig.A4.2.1. Tabloul bidimensional HN.

NY	YV	YD	NYD	YND	NY
-1	1	111	111	1	1
3	2	13	222	2	2
-2	3	222	333	3	3
4	4	24	444	4	4
-3	5	333	555	5	5
1	6	13	666	6	6
4	7	34	777	7	7
5	8	35	888	8	8
-4	9	444		9	9
2	10	24			
3	11	34			
5	12	45			
6	13	46			
-5	14	555			
3	15	35			
4	16	45			
6	17	56			
7	18	57			
-6	19	666			
4	20	46			
5	21	56			
8	22	68			
-7	23	777			
5	24	57			
-8	25	888			
6	26	68			

Fig.A4.2.2. Tablourile ajutatoare pentru metoda nr.1

YD	NYD	YND	NYD	YND	NYD
111	1	1	1	1	1
222	2	2	2	2	2
333	3	3	3	3	3
444	4	4	4	4	4
555	5	5	5	5	5
666	6	6	6	6	6
777	7	7	7	7	7
888	8	8	8	8	8
9	9	9	9	9	9

Fig.A4.2.3. Tablourile ajutatoare pentru metoda nr.2

Fig.A4.2.4. Tablourile ajutatoare pentru metoda nr.4.

NYD	YND	NY	YNY
111	1	1	1
222	2	2	2
333	3	3	3
444	4	4	4
555	5	5	5
666	6	6	6
777	7	7	7
888	8	8	8
9	9	9	9

Fig.A4.2.5. Tablourile ajutatoare pentru metoda nr.3.

In tabelul A4.2.2 se prezintă tablourile necesare pentru memorarea matricii [C] definite de relația (4.6.7), precum și a secvenței de efectuare a triangularizării gaussiene, reînlocuirii și efectuării operațiilor asupra termenului liber, definite de relațiile (4.6.4)-(4.6.9) (in tabelul A4.2.2 $n = n/1024$);

Tabelul A4.2.3.

Parametri tablou			Memorie necesară [ko]		
Nume	Tip	Dimensiune	in general	n=250	n=1000
CD	Real	n	4N	0.7812	3.9862
CND	Real	2.5n	10N	1.9531	9.7656
NC	Intreg	2.5n	10N	1.9531	9.7656
ND	Intreg	n	4N	0.7812	3.9862
15B	Intreg	2.5n	10N	1.9531	9.7656
1B	Intreg	n	4N	0.7812	3.9862
Total	-	-	42N	8.2070	41.0160

Tablourile monodimensionale din tabelul A4.2.3 au următoarele semnificații:
 a) CD - cuprinde termenii diagonali din tabloul C;
 b) CND - cuprinde termenii nenuli din triunghiul superior al tabloului C;

- c) NC - cuprinde indicii celorlalte elemente din CN;
- d) ND - cuprinde indicii elementelor din NI cu care începe o linie;
- e) ISB - cuprinde indicii elementelor din CNB care corespund coeficienților termenilor B_k^{k-1} din relația (4.53);
- f) IS - cuprinde indicii elementelor din ISB unde încep term. corespunzător unei anumite ecuații.

Anexa A5.1
DETERMINAREA COEFICIENTILOR FUNCTIILOR DE PENALIZARE

Pentru funcțiile de penalizare $FP_1(t)$ și $FP_2(t)$, definite de relațiile (5.19) și (5.20), coeficienții a_1 și b_1 se determină prin soluționarea sistemului de ecuații (A5.1.1):

$$(A5.1.1.a) \quad FP_1(0) = FP_0 \quad ; \quad (A5.1.1.b) \quad FP_1(\tau) = FP_\tau$$

Pentru $FP_1(t)$ este posibilă soluționarea analitică a sistemului (A5.1.1), rezultând:

$$(A5.1.2.a) \quad a_1 = \tau^{-1} \ln(FP_\tau / FP_0^{-1}) \quad ; \quad (A5.1.2.b) \quad b_1 = \ln FP_0$$

Considerând $FP_0 = 1$, valorile coeficientului a_1 în funcție de τ și FP_τ sunt prezentate în tabelul A5.1.1 (evident $b_1 = 0$ în toate cazurile).

Pentru $FP_2(t)$ soluționarea sistemului (A5.1.1) este posibilă pe cale analitică, rezultând:

$$(A5.1.3.a) \quad a_2 = \tau^{-1} (FP_\tau - FP_0) \quad ; \quad (A5.1.3.b) \quad b_2 = FP_0$$

Considerând $FP_0 = 1$, valorile coeficientului a_2 în funcție de τ și FP_τ sunt prezentate în tabelul A5.1.1 (evident $b_2 = 1$).

Tabelul A5.1.1

FP _τ \ τ	1	2	3	4	5
	a ₁	a ₂	a ₁	a ₂	a ₁
1.0	0.000	0.000	0.000	0.000	0.000
1.5	0.203	0.250	0.135	0.168	0.101
2.0	0.347	0.500	0.231	0.333	0.173
2.5	0.473	0.750	0.303	0.500	0.279
3.0	0.549	1.000	0.356	0.667	0.379

Pentru funcțiile de penalizare $FP_3(t)$ și $FP_4(t)$, definite de relațiile (5.21) și (5.22), coeficienții a_1, b_1, c_1, d_1 se determină prin soluționarea sistemului de ecuații (A5.1.4):

$$(A5.1.4.a) \quad FP_1(t_m) = 0 \quad ; \quad (A5.1.4.b) \quad FP_1(0) = FP_0$$

$$(A5.1.4.c) \quad FP_1(\tau) = FP_\tau \quad ; \quad (A5.1.4.d) \quad FP_1(t_m) = FP_{tm}$$

Pentru $FP_3(t)$ este posibilă soluționarea analitică a sistemului (A5.1.4), adus la forma:

$$(A5.1.5.a) \quad 3a_3 t_m^2 + 2b_3 t_m + c_3 = 0 \quad ; \quad (A5.1.5.b) \quad d_3 = FP_0$$

$$(A5.1.5.c) \quad a_3 \tau^3 + b_3 \tau^2 + c_3 \tau + d_3 = FP_\tau \quad ; \quad (A5.1.5.d) \quad a_3 t_m^3 + b_3 t_m^2 + c_3 t_m + d_3 = FP_{tm}$$

Prin eliminări corespunzătoare sistemul (A5.1.5) conduce la soluția:

$$(A5.1.6.a) \quad a_3 = \frac{FP_\tau t_m^2 - FP_0(\tau - t_m)^2 + FP_{tm}(\tau - 2t_m)}{\tau^{-1} t_m^{-2} (\tau - t_m)^2}$$

$$(A5.1.6.b) \quad b_3 = \frac{-2FP_\tau t_m^3 + FP_0(\tau^3 + 2t_m^3 - 3t_m^2\tau) + FP_{tm}(3t_m^3 - \tau^3)}{\tau^{-2} t_m^{-1} t_m^{-2}}$$

$$(A5.1.6.c) \quad c_3 = [FP_1 t_m^4 + FP_0 t_m (3T^2 t_m - 2t_m^3 - t_m^5) + FP_{tm} t_m^2 (2T - 3t_m) T^{-1} t_m^{-1} + FP_{tm}^{-1} t_m^{-2}]^{-1}$$

$$(A5.1.6.d) \quad d_3 = FP_0$$

Pentru $FP_4(t)$ solutionarea analitică nu este posibilă, sistemul A5.1.4, primind forma:

$$(A5.1.7.a) \quad 2a_4 t_m^2 + b_4 + d_4 e^{d_4 t_m} = 0 \quad ; \quad (A5.1.7.b) \quad c_4 + 1 = FP_0$$

$$(A5.1.7.c) \quad a_4 t_m^2 + b_4 + c_4 e^{d_4 t_m} = FP_{tm} \quad ; \quad (A5.1.7.d) \quad a_4 t_m^2 + b_4 + c_4 e^{d_4 t_m} + FP_{tm} = FP_{tm}$$

Prin eliminarea variabilelor b_4 și c_4 sistemul de ecuații (A5.1.7) devine

$$(A5.1.8.a) \quad a_4 t_m^2 + e^{d_4 t_m} (d_4 t_m - 1) + FP_{tm} - FP_0 + 1 = 0$$

$$(A5.1.8.b) \quad a_4 T(3t_m - T) + T d_4 e^{d_4 t_m} - e^{d_4 t_m} + FP_{tm} - FP_0 + 1 = 0$$

Prin eliminarea lui a_4 se ajunge la ecuația:

$$(A5.1.9) \quad e^{d_4 t_m} (2t_m T + d_4 t_m^2 - 3t_m^2 - T^2) - t_m^2 e^{d_4 T} + (FP_0 - 1)(T - t_m)^2 - FP_{tm}(2t_m - T) + FP_{tm} = 0$$

Ecuația (A5.1.9) nu se poate soluționa direct prin aproximații sau metode [92], relația de recurență fiind de forma:

$$(A5.1.10) \quad d_4 = \frac{\ln \left[e^{d_4 t_m} (2T + d_4 (3t_m - T)^2) (FP_0 - 1)(T - t_m)^2 - FP_{tm}(2t_m - T) + FP_{tm} \right]}{T}$$

unde

$$(A5.1.11) \quad R = T t_m^{-1}$$

Ecuația (A5.1.9) este slab condiționată, convergența procesului iterativ fiind asigurată numai dacă se pornește de la o soluție relativ apropiată de cea exactă. După determinarea iterativă a lui d_4 , de preferință cu o precizie de 3-5%, rezultă necunoscuta rezultă cu relațiile:

$$(A5.1.12.a) \quad a_4 = \left[e^{d_4 t_m} (1 - d_4 t_m) - FP_{tm} + FP_0 - 1 \right] t_m^{-2}$$

$$(A5.1.12.b) \quad b_4 = -2a_4 t_m^2 - d_4 e^{d_4 t_m} \quad ; \quad (A5.1.12.c) \quad c_4 = FP_0^{-1}$$

Pentru cazul considerat în lucrare ($FP_0=1.5$; $FP_T=2$; $FP_{tm}=1$; $t_m=1s$; $T=3s$), coeficienții funcțiilor de penalizare sînt dați în tabelul 5.1, iar punctele calculate ale celor patru funcții în tabelul A5.2. Funcțiile de penalizare sînt reprezentate în fig.5.2.

Tabelul A5.2.

t[s]	FP1	FP2	FP3	FP4	t[s]	FP1	FP2	FP3	FP4
0.00	1.0000	1.0000	1.5000	1.5000	1.50	1.4142	1.5000	1.0933	1.0005
0.25	1.0595	1.0633	1.2695	1.2568	1.75	1.4983	1.5333	1.1002	1.1718
0.50	1.1225	1.1667	1.1146	1.1350	2.00	1.5874	1.6000	1.3373	1.2911
0.75	1.1892	1.2500	1.0273	1.0243	2.25	1.6818	1.7500	1.4305	1.4395
1.00	1.2599	1.3333	1.0000	1.0000	2.50	1.7818	1.8333	1.6563	1.6023
1.25	1.3348	1.4167	1.0247	1.0313	2.75	1.8870	1.9167	1.8204	1.7713
1.50	1.4142	1.5000	1.0938	1.0905	3.00	2.0000	2.0000	2.0000	2.0000

Annexa A5.2
ESTIMAREA VITEZEI UNGHULARE A LAZI ULUI DE INCERTE

Considerând un SSB care cuprinde n_g în conformitate cu relația (5.10) ecuația de mișcare pentru generatorul k se poate scrie sub formă:

$$(A5.2.1) \quad \dot{\omega}_k = T_{nk}^{-1} (C_{nk} - C_{elk})$$

Se adoptă următoarele notații:

$$(A5.2.2) \quad T_{nt} = \sum_{k=1}^{n_g} T_{nk} \quad ; \quad (A5.2.3) \quad C_{elt} = \sum_{k=1}^{n_g} C_{elk}$$

$$(A5.2.4) \quad T_{nt} = \sum_{k=1}^{n_g} T_{nk}$$

Du notațiile adoptate se poate scrie o ecuație de mișcare de forma (A5.2.1) pentru ansamblul sistemului, considerând că ω_n este viteza relativă (față de cea sincronă) medie a sistemului, respectiv viteza unghiulară a centrului de inerție:

$$(A5.2.5) \quad \dot{\omega}_n = T_{nt}^{-1} (C_{nt} - C_{elt})$$

Încusând relațiile de tipul (A5.2.1) pentru cele n_g generatoare și comparând rezultatul cu ecuația (A5.2.5) rezultă:

$$(A5.2.6) \quad \dot{\omega}_k = \left(\sum_{n=1}^{n_g} T_{nk} \right)^{-1} T_{nk}^{-1} C_{nk}$$

Viteza unghiulară a generatorului k față de centrul de inerție al sistemului se determină cu relația:

$$(A5.2.7) \quad \omega_k' = \omega_k + \omega_n$$

Valoarea lui ω_n se poate utiliza drept mărime de referință variabilă în timp în relația (5.18), în determinarea unor indici de calitate de tip I_{-nk} .

Realizarea lui ω_n se realizează prin soluționarea numerică a ecuației diferențiale (A5.2.5), alături de sistemele de ecuații diferențiale aferente LA și SBA, precum și consumatorilor rotativi.

Annexa A5.3.
CALCULUL INDICILOR DE PERFORMANȚA UTILIZÂND METODELE DE INTEGRALIS NUMERICA

Din punct de vedere matematic, calculul indicilor de performanță de tipul celor definiți în relația (5.18), indiferent de forma funcției de penalizare și semnificația lui x , se poate scrie sub formă:

$$(A5.3.1) \quad I = \int_0^T f(x) dt$$

unde funcția $f(x)$ se cunoaște ca valoare în N puncte echidistante t_i :

$$(A5.3.2) \quad h = t_i - t_{i-1} \quad ; \quad i = 1; 2; 3; \dots; N$$

Pentru calculul numeric al integralei definite de relația (A5.3.1), funcția $f(x)$ se înlocuiește printr-un polinom de interpolare $P_{n,t}$ de tip Lagrange /64/, /80/. Considerând un polinom de interpolare de gradul 2 și N par, prin aplicarea metodei Newton-Cotes de ordinul 11 pentru $N/2-1$ subintervale rezultă pentru valoarea indicelui de performanță expresia:

$$(A5.3.3) \quad I = \frac{h}{3} (y_0 + 4y_1 + 2y_2 + 4y_3 + y_4 + \dots + 2y_{n-2} + 4y_{n-1} + y_n)$$

unde y_i (pentru $i = 1, 2, 3, \dots, n$) - valoarea funcției y la t_i punctul t_i .

Eroarea de trunchiere introdusă de metoda, de ordinul de mărime a h^4 este cu totul acceptabilă.

Apexa A6.1

MODELELE ALGORITMICE ALE METODELOR NUMERICE UTILIZATE PENTRU ÎNTRUCAREA SISTEMELOR DE ECUAȚII DIFERENȚIALE

Sistemul de ecuații diferențiale din relația (6.6) este de forma:

$$(A6.1.1) \quad [\dot{Y}] = [F(x, Y), t]$$

unde t este variabila independentă, $[Y]$ este vectorul coloană al variabilelor n -meritiale, $[x]$ este vectorul coloană al variabilelor neintegrabile, iar $[F]$ reprezintă o combinație liniară sau neliniară între elementele lui $[Y]$, $[x]$, precum și variabila independentă t .

Din punctul de vedere al soluționării numerice a sistemului de ecuații diferențiale (A6.1.1), variabilele integrabile prezintă doar interes, valoarea celor neintegrabile fiind cunoscută din soluționarea sistemului de ecuații algebrice. În consecință, o ecuație oarecare a sistemului (A6.1.1) are forma:

$$(A6.1.2) \quad \dot{y}_i = f_i(y_1, y_2, y_3, \dots, y_n, t) \quad ; \quad i = \overline{1, n}$$

Pasul de integrare h se consideră definit prin relația:

$$(A6.1.3) \quad h = t_k - t_{k-1} \quad ; \quad k = 1; 2; 3; \dots$$

Soluționarea numerică a sistemului de ecuații diferențiale (A6.1.1), presupune determinarea pas cu pas a valorii variabilelor la momentele $t_1, t_2, t_3, \dots, t_n$, echidistante (pasul h), $[Y]_1, [Y]_2, [Y]_3, \dots, [Y]_n$, cunoștințele condițiilor inițiale ($[Y]_0$ la t_0).

În cazul utilizării metodei Runge-Kutta de ordinul IV, venim la III /290/, soluționarea numerică a sistemului (A6.1.1) se face cu relațiile:

$$(A6.1.4.a) \quad H_{1,k,1} = hf(t_{k-1}; y_{1,k-1}; y_{2,k-1}; \dots; y_{n,k-1})$$

$$(A6.1.4.b) \quad y_{1,k,1} = y_{1,k-1} + 0.5(H_{1,k,1} - 2Z_{1,k,0})$$

$$(A6.1.4.c) \quad Z_{1,k,1} = Z_{1,k,0} + 3 \left[0.5(H_{1,k,1} - 2Z_{1,k,0}) \right] - 0.5H_{1,k,1}$$

$$(A6.1.4.d) \quad H_{1,k,2} = hf(t_{k-1} + 0.5h; y_{1,k,1}; y_{2,k,1}; \dots; y_{n,k,1})$$

$$(A6.1.4.e) \quad y_{1,k,2} = y_{1,k,1} + (1 - 0.5\sqrt{2})(H_{1,k,2} - Z_{1,k,1})$$

$$(A6.1.4.f) \quad Z_{1,k,2} = Z_{1,k,1} + 3 \left[(1 - 0.5\sqrt{2})(H_{1,k,2} - Z_{1,k,1}) \right] - (1 - 0.5\sqrt{2})H_{1,k,2}$$

$$(A6.1.4.g) \quad H_{1,k,3} = hf(t_{k-1} + 0.5h; y_{1,k,2}; y_{2,k,2}; \dots; y_{n,k,2})$$

$$(A6.1.4.h) \quad y_{1,k,3} = y_{1,k,2} + (1 + 0.5\sqrt{2})(H_{1,k,3} - Z_{1,k,2})$$

$$(A6.1.4.i) \quad Z_{1,k,3} = Z_{1,k,2} + 3 \left[(1 + 0.5\sqrt{2})(H_{1,k,3} - Z_{1,k,2}) \right] - (1 + 0.5\sqrt{2})H_{1,k,3}$$

$$(A6.1.4.j) \quad H_{1,k,4} = hf_{1,k,4} = h^2 f_{1,k,4}^{(2)} + \frac{1}{6} h^3 f_{1,k,4}^{(3)} + \frac{1}{24} h^4 f_{1,k,4}^{(4)} + \dots + \frac{1}{n!} h^n f_{1,k,4}^{(n)}$$

$$(A6.1.4.k) \quad y_{1,k} = y_{1,k,3} + 0.166667(H_{1,k,4} - 2y_{1,k,3})$$

$$(A6.1.4.l) \quad z_{1,k,4} = y_{1,k,3} + 0.5(H_{1,k,4} - 2y_{1,k,3}) - 0.5y_{1,k,4}$$

În relațiile (A6.1.4) primul indice se referă la numărul ecuației, al doilea indice la numărul pașului de calcul, iar cel de-al treilea la numărul variabilei de integrare. Se remarcă următoarele aspecte suplimentare legate de metoda Hamming dată de ordinul 5, versiunea 3111:

a) variabilele de calcul de tip $y_{1,k}$, introduse pentru compensarea erorilor de rotunjire, au, la intervalul de integrare k , valoarea inițială dată de relația:

$$(A6.1.5) \quad z_{1,k,4} = \begin{cases} z_{1,k-1,4} & \text{pentru } k=2;3;4; \dots \\ 0 & \text{pentru } k=1 \end{cases}$$

b) în condițiile absenței complete a erorilor de rotunjire în timpul procesului iterativ de calcul, $z_{1,k,4}$ are valoare nulă;

c) pasul de integrare se ajustează pe tot parcursul procesului de calcul prin intermediul unui test de tip $\sigma/230/$;

d) precizia metodei, din punctul de vedere al erorii de trunchiere, este de ordinul de mărime h^5 .

În cazul utilizării metodei predictor-corrector de tip Hamming (3111/30-1), soluționarea numerică a sistemului de ecuații diferențiale (A6.1.1) se realizează cu relațiile:

$$(A6.1.6.a) \quad y_{1,k,p} = y_{1,k-4} + \frac{4h}{3} (2z_{k-1} - z_{k-2} - z_{k-3})$$

$$(A6.1.6.b) \quad y_{1,k,m} = y_{1,k,p} - \frac{112}{121} (y_{1,k-1,p} - y_{1,k-1,c})$$

$$(A6.1.6.c) \quad f_{k,m} = f(t_k; y_{1,k,m}; y_{2,k,m}; \dots; y_{n,k,m})$$

$$(A6.1.6.d) \quad y_{1,k,c} = \frac{1}{6} (3y_{1,k-1} - y_{1,k-3} + 3hf_{k,m} - 3hf_{k-1} - 3hf_{k-2})$$

$$(A6.1.6.e) \quad y_{1,k} = y_{1,k,c} + \frac{9}{121} (y_{1,k,p} - y_{1,k,c})$$

unde

$$(A6.1.7) \quad z_k = f(t_k; y_{1,k}; y_{2,k}; \dots; y_{n,k})$$

iar indicii suplimentari au semnificațiile : p - prezis; m - modificat; c - corectat.

Se remarcă următoarele aspecte suplimentare legate de metoda Hamming:

a) spre deosebire de celelalte metode de tip predictor-corrector, metoda Hamming este neiterativă pe partea de corector (datorită utilizării relației de modificare a prezicerii și a celei de corecție finală);

b) pasul de integrare se ajustează prin intermediul unui test de tip $\sigma/$;

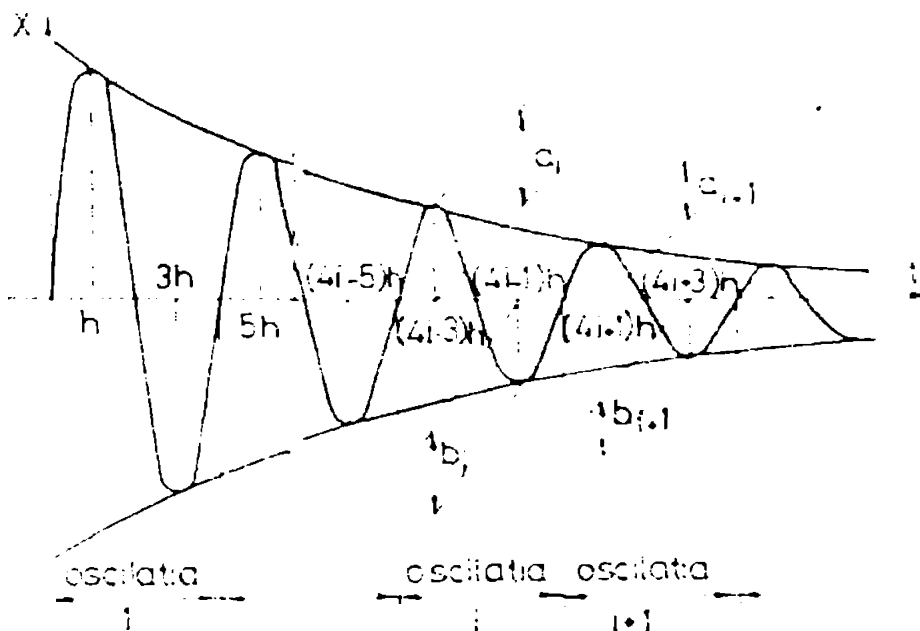
c) eroarea de trunchiere este de ordinul de mărime h^5 ;

d) metoda Hamming se poate aplica numai începând de la $k=1$.

Anexa A7.1

CRITERII DE COMPARARE A REZULTATELOR EXPERIMENTALE CU CELE CALCULATE

Pentru determinarea valorii perioadei și a amortizării medii se acceptă ipoteza simplificatoare a analogiei curbelor de variație calculate și determinate experimental cu o curbă armonică simetrică amortizată exponențial (fig. A7.1.1)



Lezările curbele de variație reale nu sînt simetrice, în raport cu axa timpului. În toate calculele se utilizează numai diferența dintre amplitudinea pozitivă și negativă din cadrul unei perioade, respectiv momentele atingerii maximelor. În fig. A7.1.1 axa timpului s-a gradat în unități de sfert de perioadă (h), iar oscilațiile complete s-au numărat în ordine crescătoare.

Fig. A7.1.1. Maximile caracteristice pentru curba armonică simetrică amortizată.

Pentru determinarea perioadei unei anumite oscilații se consideră trei oscilații consecutive (i , $i-1$, $i+1$). Momentul atingerii maximumului pozitiv pentru oscilația i este de $(4i-7)h$ pentru curba teoretică (fig. A7.1.1), respectiv $t = [(4i-3)h]$ pe curba reală, determinată experimental sau prin calcule. În mod similar, maximumul negativ al oscilației i se atinge la momentul $(4i-1)h$, respectiv $t = [(4i-1)h]$. Momentul de atingere al maximumului pozitiv al oscilației $i+1$ este de $(4i+3)h$, respectiv $t = [(4i+1)h]$, iar al maximumului negativ de $(4i+5)h$, respectiv $t = [(4i+3)h]$. Pentru oscilația $i-1$ momentele corespunzătoare sînt $(4i-7)h$ și $(4i-5)h$, respectiv $t = [(4i-5)h]$ și $t = [(4i-5)h]$. Rezultatul pentru curbele reale expresia perioadei oscilației i :

$$(A7.1.1) \quad T_{i-1} = t_{(4i+1)h} - t_{(4i-5)h}$$

$$(A7.1.2) \quad T_{i+1} = t_{(4i+1)h} - t_{(4i-5)h}$$

$$(A7.1.3) \quad T_{im} = (T_{i-1} + T_{i+1})/2$$

Amortizarea între cele două oscilații succesive i și $i+1$ se determină cu relația:

$$(A7.1.4) \quad A_{i+1} = 1 - (a_{i+1} - b_{i+1}) / (a_i - b_i)$$

unde a_i , b_i , a_{i+1} , b_{i+1} reprezintă maximile pozitive și negative ale oscilațiilor.

Considerînd o amortizare exponențială și perioada dată de relația (A7.1.3), relația (A7.1.4) devine:

$$(A7.1.5) \quad A_{i+1} = 1 - \frac{e^{-(4i+1)\alpha_{i+1} T_{im}/4} - e^{-(4i+3)\alpha_{i+1} T_{im}/4}}{e^{-(4i-3)\alpha_{i+1} T_{im}/4} - e^{-(4i-1)\alpha_{i+1} T_{im}/4}} = 1 - e^{-\alpha_{i+1} T_{im}}$$

unde T_{im} are expresia dată de relația (A7.1.6), iar pentru α_{i+1} rezultă expresia (A7.1.7):

$$(A7.1.6) \quad T_{im} = (T_{i-1} + T_{i+1})/2 \quad ; \quad (A7.1.7) \quad \alpha_{i+1} = \ln(1 - A_{i+1}) / T_{im}$$

Valorile medii ale perioadei de oscilație T și amortizării k sau coeficientului de amortizare α , pentru n oscilații complete se determină cu relații de tipul:

$$(A7.1.8) \quad T = \sum_{i=1}^n T_i / n \quad ; \quad (A7.1.9) \quad k = \sum_{i=1}^n A_i / n$$

$$(A7.1.10) \quad \alpha = \sum_{i=1}^n \alpha_i / n$$

BIBLIOGRAPHIE

- 1/. ABDALLA, O., H., HASSAN, S., A. - Coordinated stabilization of a multimachine power system, IEEE Transactions, PAS, vol.103, nr.4, p.403-404
- 2/. ABDEL - MAGID, Y., L., SWIFT, G., W. - Variable structure power stabilizer to supplement static excitation systems, Proceedings of IEE, vol.113, nr.7, 1976, p.697-701
- 3/. ABDULAEV, K., D., PETEROV, I., P. - Sintez regulatorov vestojdenia dlia statorovnih masin s uchetom siluatsionnye haraktera namernoi, Elektricheskoe stroitel'stvo, nr.1, 1981, p.64-85
- 4/. AEB, S., DOI, A. - A new PSS synthesis in multimachine power system, IEEE Transactions, PAS, vol.102, nr.12, 1977, p.711-721
- 5/. AGGARWAL, R., K., HOGG, E., W. - Control of dual excited generator using derivatives of rotor angle, Proceedings of IEE, vol.111, nr.1, 1974, p.1134-1140
- 6/. AGGARWAL, R., K., FICHNICK, P., HOGG, E., W. - Performance of dual excited synchronous generator at leading power factors, Proceedings of IEE, vol.112, nr.8, 1975, p.113-120
- 7/. AMSON, S., I., HOGG, E., W., PULLMAN, R., D. - Integrated control system for the bogenerator, designed by inverse Nyquist array method, IEEE Transactions, PAS, vol.98, nr.2, 1979, p.543-553
- 8/. ALDEN, R., T., H., KOLAN, P., G. - Evaluating alternative models for power system dynamic stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.99, nr.1, 1980, p.443-450
- 9/. ALVARADO, F., L. - Parallel solution of transient problems by proper reduction, IEEE Transactions, PAS, vol.93, nr.7, 1974, p.1007-1017
- 10/. ALVARADO, F., L. - Computational complexity in power systems, IEEE Transactions, PAS, vol.95, nr.4, 1976, p.806-817
- 11/. ANDERSON, P., M., BOSE, K., A. - A probabilistic approach to power system reliability analysis, IEEE Transactions, PAS, vol.102, nr.8, 1981, p.2437-2439
- 12/. ANDERSON, J., H., HUTCHINSON, M., A., WILSON, W., J., ZUMBI, M., A., ABRAVITA, J., D. - Microalternator experiments to verify the physical reliability of simulated optimal controllers and associated sensitivity studies, IEEE Transactions, PAS, vol.97, nr.3, 1978, p.641-650
- 13/. ARDIBIACONO, V., FERRARI, E., CARONATO, R., GRANDE, D. - Evaluation and improvement of electromechanical oscillation by means of eigenvalue-eigenvector analysis, IEEE Transactions, PAS, vol.98, nr.1, 1979, p.770-778
- 14/. ARNENCOIU, M., MARAETH, G. - Unele probleme privind automatia din SSM al RSR, Energetica, vol.27, nr.4, 1974, p.137-138
- 15/. ATHAY, T., PETERSON, R., VIKRAMI, S. - A practical method for the direct analysis of transient stability, IEEE Transactions, PAS, vol.98, nr.2, 1979, p.573-584
- 16/. BAKER, R., GUTH, G., BOSE, K., A., BOLIN, P. - Control algorithms for a static phase shifting transformer to enhance transient and dynamic stability, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.9, 1982, p.3532-3542
- 17/. BAKER, D., H., KRAUSE, P., C., RUSCHKE, P., A. - An investigation of excitation system interaction, IEEE Transactions, PAS, vol.104, nr.3, 1985, p.69-715
- 18/. BALU, N., J. - Fast turbine valving and independent pole tripping breaker applications for plant stability, IEEE Transactions, PAS, vol.99, nr.4, 1980, p.1130-1142
- 19/. BARBIER, C., CARPENTIER, L., BASSOMANO, P. - Tentative classification and terminologies relating to stability problems in power systems, IEEE Electrica, nr.56, Janvier 1978, p.57-67
- 20/. BARNES, H., C., OLIVER, J., A., HUBENSTEIN, A., S., THOMSON, M. - Alternator rectifier exciter for Cardinal plant 742 MVA generator, IEEE Transactions, PAS, vol.97, nr.4, 1978, p.1189-1198
- 21/. BARRET, P. - Determination des parametres des machines synchrones par la methode de l'analyse frequentielle, Revue Generale d'Electricite, vol.76, nr.12, 1957, p.2433-2443

- /22/. BARRETT, P., COLUCCI, I., HENEGUARD, M., RICHARD, J., MCNEVILLE, J., P. - Modeling and tests at Fessenheim power station of a 1000 MVA turbo-generator and of its excitation system, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.1, 1982, p.3993-4006
- /23/. BARTLETT, J., P., WOODWARD, J., D., GIBBARD, M., J. - Performance of a 1000 MVA synchronous generator with an optical excitation regulator, Proceedings of IEE, vol.120, nr.10, 1973, p.1858-1859
- /24/. BAYNE, J., B., KUNDUR, P., WATSON, W. - Static exciter control to improve transient stability, IEEE Transactions, PAS, vol.94, nr.4, 1975, p.1441-1445
- /25/. BAYNE, J., B., LEE, D., C., WATSON, W. - A PSS for thermal units based on deviation of accelerating power, IEEE Transactions, PAS, vol.97, nr.10, 1977, p.1777-1783
- /26/. BERG, G., J. - Power system load representation, Proceedings of IEE, vol.120, nr.3, 1973, p.344-349
- /27/. BEJAN, I., BALABAN, G. - Automatizarea si telecomenzi in electrogeneratie, Editura didactica si pedagogica, Bucuresti, 1976
- /28/. BILLINTON, R., KRUGARTY, P., R., S. - Probabilistic evaluation of transient stability in a multimachine power system, Proceedings of IEE, vol.107, nr.4, 1979, p.321-326
- /29/. BINGEN, F., LANGREN, G., L., KEAY, F., W., RACKOWSKY, G. - Dynamic stability tests on a 730 MVA generator at Kinkaid station, IEEE Transactions, PAS, vol.93, nr.5, 1974, p.1328-1334
- /30/. BOLLINGER, K., E., WINSOR, R., CAMPBELL, A. - Frequency response methods for tuning stabilisers to damp out tie lines power oscillations, IEEE Transactions, PAS, vol.93, nr.5, 1979, p.1509-1515
- /31/. BOGGE, A., PAI, M., A., REEBERS-PAYELLA, M., FOUAD, A., A., ATHAN, D., S., HENEGUARD, M., J., P., WATSON, W. - Application of direct methods to transient stability of power systems, IEEE Transactions, PAS, vol.103, nr.7, 1984, p.1631-1636
- /32/. BRANDWACH, W. - Representation of magnetic saturation in the synchronous machine model in an electromagnetic transients program, IEEE Transactions, PAS, vol.99, nr.5, 1980, p.1996-2002
- /33/. BRASH, F., M., van NEESS, J., E., KANG, S., C. - Simulation of a multiprocessor network for power system problems, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.2, 1982, p.295-301
- /34/. BRATOLJIC, T., FURICH, H. - Transient and small perturbation behaviour of superconducting generators, IEEE Transactions, PAS, vol.96, nr.4, 1977, p.1418-1429
- /35/. BROSMANN, E., VERNIKOV, B., A., STROEV, V., A. - Obtschenie podzoda k vzbom AVR v slojnih elektriceskih sistemah, Izvestia Akademii Nauk SSSR, Energetika i transport, nr.3, 1982, p.50-53
- /36/. BROWN, H., B., HAPP, E., R., PARSON, C., E., YOUNG, C., C. - Transient stability solution by an impedance matrix method, IEEE Transaction, PAS, vol.84, nr.12, 1965, p.1204-1214
- /37/. BUMBAY, J., R., PRENCE, G. - Decoupling the transient dynamics of adjacent generators, IEEE Transactions, PAS, vol.94, nr.4, 1975, pp.1147-1156
- /38/. BURHETT, R., C., HEYDT, G., T. - Probabilistic methods for power system dynamic stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.87, nr.3, 1968, p.695-702
- /39/. BUSBY, K., L., HURLEY, J., D., KEAY, F., W., RACKOWSKY, G. - Dynamic stability improvement at Monticello station: analytical study and field tests, IEEE Transactions, PAS, vol.98, nr.3, 1979, p.837-841
- /40/. BYERLY, L., KEAY, F., W., SKOGLUND, J., W. - Damping of power oscillations in salient pole machines with static exciters, IEEE Transactions, PAS, vol.89, nr.6, 1970, p.1009-1021
- /41/. CHAMORRO, R., S., ANDERSON, M., D., RICHARDS, E., S. - Fast transient contingency evaluation in power systems, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.4, 1981, p.1798-1805
- /42/. CHAN, W., C., HU, Y., Y. - Automatic generation control of interconnected power systems using variable structure controllers, Proceedings of IEE, vol.121, nr.5, 1981, p.269-279

- /43/. CHEN, J.-Y., KOSIC, R.D. - Dynamic stability and excitation control of directly coupled multimachine systems, IEEE Transactions, PAS, vol.103, nr.2, 1984, p.349-357
- /44/. CIABAN, V.I., PAVLINA, V.P. - Matematiceskia modeli nasiscenoi lavnopoliusnoi sinkronnoi macini, Izvestia Akademii Nauk SSSR, Energetika i transport, nr.3, 1981, p.72-81
- /45/. COLOMBO, A., RIZAZADEI, F., RUCKSTHUL, G., VIAN, A. - Determination of the dynamic response of electrical systems by means of digital programs, IEEE Transactions, PAS, vol.97, nr.6, 1978, p.1411-1419
- /46/. CONCORDIA, C. - Effect of prime mover speed control characteristics on electric power system performance, IEEE Transactions, PAS, vol.88, nr.6, 1969, p.752-756
- /47/. CONCORDIA, C., LECHE, P.G. - Effects of trends in large steam turbine driven generators parameters on power system stability, IEEE Transactions, PAS, vol.90, nr.5, 1971, p.2211-2218
- /48/. CONCORDIA, C., IHARA, J. - Load representation in power system stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.4, 1982, p.969-977
- /49/. CONSTANTINESCU, J. - Model pentru studiul dinamicii pe termen mediu a SEE, Lucrarile CNEE'82, vol.13, p.31-50, Timisoara, 1982
- /50/. CONVERTI, V., CELOPULOS, D., HOUSLEY, M. - Long term stability solution of interconnected power systems, IEEE Transaction, PAS, vol.95, nr.1, 1976, p.96-104
- /51/. COULTER, M.B., WATSON, W. - Synchronous machine models by standstill frequency response tests, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.4, 1981, p.1450-1459
- /52/. BRENSHAW, M.L., CUTLER, J.M., WRIGHT, C.F., LEIS, W.J. - PDS application in a two unit plant. Analytical studies and field tests, IEEE Transactions, PAS, vol.103, nr.2, 1983, p.467-474
- /53/. CLEGG, R.L., TAYLOR, C.W., KEMPI, M.J. - Transient stability enhancement by 120 degree phase rotation, IEEE Transactions, PAS, vol.103, nr.6, 1981, p.745-753
- /54/. CRETEU, GH. - Probe efectuate la grupurile de 60 si 100 MW de la CNEE Timisoara, Energetica, vol.20, nr.5, 1972, p.193-204
- /55/. CRISTEA, H., DRACOMIR, T., TATARU, A., CRISAN, O., PRUTU, G., FLORESCU, I., MATASARIU, P., KILYENI, S. - Modelarea SRAB aferent grupurilor generatoare din centrala Portile de fier I. Partea I: Structura SRAB, Energetica, vol.31, nr.10, 1983, p.444-448
- /56/. CRISTEA, H., KILYENI, S. - Model matematic unitar pentru implementarea unui grup de SRAB identificate experimental in programele de analiza a stabilitatii SEE complexe, Energetica, vol.32, nr.5, 1984, p.217-223
- /57/. CRISAN, O. Sisteme electroenergetice, Editura didactica si pedagogica, Bucuresti, 1979
- /58/. CRISAN, O. - Functionarea generatorului sincron in regim tranzitoriu, considerind elementele sale neliniare si extericare, Teza de doctorat, IPTVT, 1971
- /59/. CRISAN, O., KILYENI, S. - Model matematic si pachet de programe de calcul pentru analiza stabilitatii SEE complexe si optimizarea parametrilor reglabili ai SRAB. Partea I: modelul matematic, Lucrarile CNEE'82, vol. 12, pag.51-63, Timisoara, 1982
- /60/. CRISAN, O., KILYENI, S. - Optimizarea valorii parametrilor SRAB aferente generatoarelor de mare putere din cadrul SEE complexe, Lucrarile CNEE'82, vol.12, p.75-86, Timisoara, 1982
- /61/. CRISAN, O., LUSURBA, B., KILYENI, S., MOGA, M., SURIANU, F. - Consideratii privind reprezentarea consumatorului complex in regimurile dinamice ale SEE,uletinul IPTVT, tom 24, fasc.2, 1979, p.132-137
- /62/. CRISAN, O., LUSURBA, B., KILYENI, S., MOGA, M., SURIANU, F. - Consideratii privind determinarea caracteristicilor statice ale consumatorilor complexi din cadrul SEE,uletinul IPTVT, tom 24, fasc.2, 1979, p.153-159
- /63/. CUSKING, E.W., BRECKLER, G.E., KILGOUR, W.P., MANSCHALL, M.G., STEWART, H.R. - Fast valving as an aid to power system transient stability and prompt resynchronization and rapid reload after full load rejection, IEEE Transactions, PAS, vol.91, nr.4, 1972, p.1624-1636
- /64/. DANCOZA, I. - Programarea calculatoarelor numerice, Editura Pacia, Cluj, 1983

- /65/. DANCEA, I. - Metode de optimizare, Editura Pacia, Cluj-Napoca, 1976
- /66/. DANDENO, P., HAUGH, R., L., SCHULTZ, R., P. - Effects of synchronous machine modelling on large scale system studies, IEEE Transactions, PAS, vol.92, nr.2, 1973, p.574-582
- /67/. DANDENO, P., L., KUNDUR, P. - A noniterative transient stability program including the effects of variable load voltage characteristics, IEEE Transactions, PAS, vol.92, nr.5, 1973, p.1473-1484
- /68/. DANDENO, P., L., KUNDUR, P. - Stability performance of 500 MVA turboalternators - digital comparisons with system operating tests, IEEE Transactions, PAS, vol.93, nr.3, 1974, p.767-774
- /69/. DANDENO, P., L., KUNDUR, P., PURAY, A., T., COULSON, M., B. - Validation of turbogenerator stability models by comparisons with power system tests, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.4, 1981, p.1637-1641
- /70/. DANIELS, A., R., LEE, Y., B. - Optimal and suboptimal excitation control of dual excited synchronous generators, Proceedings of IEE, vol.103, nr.10, 1976, p.982-992
- /71/. DANIELS, A., R., LEE, Y., B. - Nonlinear power system optimisation using dynamic sensitivity analysis, Proceedings of IEE, vol.123, nr.4, 1976, p.365-370
- /72/. DE MELLO, F., P., HANNETT, L., M. - Determination of synchronous machine electrical characteristics by tests, IEEE Transactions, PAS, vol.102, nr.12, 1983, p.3810-3816
- /73/. DE MELLO, F., P., HANNETT, L., M., PARRINSON, D., W., CZUBA, J., S. - A PSC design using digital control, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.8, 1982, p.2860-2868
- /74/. DE MELLO, F., P. - The effects of control, Proceedings of American power conference, vol.31, 1969, p.25-40
- /75/. DE MELLO, F., P., CONCORDIA, C. - Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control, IEEE Transactions, PAS, vol. 8, nr.4, 1969, p.316-329
- /76/. DE MELLO, F., P., HANNETT, L., M. - Validation of synchronous machine models and derivation of model parameters from tests, IEEE Transactions, PAS, vol. 100, nr.2, 1981, p.662-672
- /77/. DE MELLO, F., P., HANNETT, L., M., GERRILL, J., M. - Practical approaches to supplementary excitation stabilising from accelerating power, IEEE Transactions, PAS, vol.97, nr.5, 1978, p.1515-1522
- /78/. DE MELLO, F., P., MOLAN, P., J., LASKOWSKI, T., J., GERRILL, J., M. - Coordinated application of stabilisers in multimachine power systems, IEEE Transactions, PAS, vol.99, nr.3, 1980, p.692-691
- /79/. DEMERDASH, M., A., SHAM, M., R. - A practical approach to inclusion of electromagnetic field nonlinearities in dynamic modeling of large turboalternators, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.1, 1981, p.14-24
- /80/. DEMIDOVITSCHEV, B., MARON, I. - Elements de calcul numerique, Editura Mir, Moscova, 1973
- /81/. DHALIVAL, M., S., WICKERT, M., R. - Analysis of PID governors in multimachine system, IEEE Transaction, PAS, vol.97, nr.2, 1978, p.456-463
- /82/. DILLMAN, T., L., SKOGLUND, J., W., KEAY, P., W., SOUTH, W., M. - A high initial response brushless excitation system, IEEE Transactions, PAS, vol.90, nr. 5, 1971, p.2089-2094
- /83/. DIMO, P. - Calculul si proiectarea sistemelor electroenergetice, Editura tehnica, Bucuresti, 1971
- /84/. DIMO, P. - Revolutie in conceptele cercetării sistemelor electroenergetice, Energetica, vol.25, nr.5, 1977, p.125-130
- /85/. DIMO, P., CONSTANTINESCU, J., POMARLEANU, M., RADU, I., NICOLAE, I. - Determinarea comportării dinamice a SEE pe intervale mari de timp, ca urmare a unor perturbatii succesive in sistem, Energetica, vol.26, nr.10-11, 1980, p.443-448
- /86/. DINGLEBY, J., L., FENWICK, P., J. - The effects of prime mover and excitation control on the stability of large steam turbine generators, IEEE Transactions, PAS, vol.93, nr.5, 1974, p.1613-1623
- /87/. DINGLEBY, J., L., MORRIS, A., J. - Synchronous generator transient control, IEEE Transactions, PAS, vol.92, nr.2, 1973, p.417-422

- /88/. DOI, A., ABE, S. - Coordinated synthesis of PSS in multimachine power systems, IEEE Transactions, PAS, vol.103, nr.6, 1984, p.1473-1477
- /89/. DORREL, H.W., SARTO, K. - Fast transient stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.91, nr.4, 1972, p.1643-1650
- /90/. DORAIJWARI, K., SHARAF, A.M., CASTRO, J.J. - A novel excitation control design for multimachine power systems, IEEE Transactions, PAS, vol.103, nr.5, 1984, p.1052-1058
- /91/. DORDEA, T. - Masini electrice, Editura didactica si pedagogica, Bucuresti, 1977
- /92/. DORN, W.G., DE GRASCO, D.L. - Metode numerice cu programe in BASIC IV, Editura tehnica, Bucuresti, 1976
- /93/. DRABAN, M. - Algoritm optim de semnal additional la proiectarea unor regulatoare automate de excitatie in conditiile SSS rezinose, Energetica, vol.22, nr.10-12, 1974, p.424-430
- /94/. DRACORIN, G., PASICU, S., KILYANI, S. - Modelarea SSS aferente generatorilor din centrala Portile de fier I. Partea II: modelul matematic intr-o stare iesire, Energetica, vol.31, nr.11, 1983, p.431-439
- /95/. DRAGAN, D., CRISTU, GH. - Determinarea prin probe a parametrilor PAS si PAV la grupul de 100 Mw de la CET Galati. Influenta lor asupra comportarii dinamice, Energetica, vol.20, nr.2, 1982, p.53-59
- /96/. DUFF, I.S. - A survey of sparse matrix research, Proceedings of IEEE, vol.65, nr.4, 1977, p.500-535
- /97/. DURBIN, R.D., PARSONS, A.C. - Verification of synchronous machine modelling in stability studies: comparative tests of digital and physical scale model power system simulation, IEEE Transactions, PAS, vol.93, nr.2, 1979, p.369-373
- /98/. DWARANATH, M., DEBART, B., BRISMAN, A.M., KUMARAPATH, K., RAMA, S. - A generalised methodology for modeling in power system simulation, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.1, 1982, p.136-146
- /99/. EILBS, L.S., SCHLEIF, P.R. - Governing features and performance of the first 600 MW hydrogenerating unit at Grand Coulee, IEEE Transactions, PAS, vol.96, nr.2, 1977, p.456-466
- /100/. EL ABIAD, A.H., HAGAPPAN, K. - Transient stability regions of multimachine power systems, IEEE Transactions, PAS, vol.95, nr.2, 1966, p.164-179
- /101/. EL GUNDI, M., MANSOUR, M. - Transient stability of a power system by Lyapunov method considering the transfer conductances, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.5, 1982, p.1033-1034
- /102/. ELEMENTWALLY, M.M., RAO, N.D. - Extension of stable operating regions of synchronous machines using low sensitivity excitation control, Proceedings of IEE, vol.121, nr.10, 1974, p.1141-1145
- /103/. EL SHERBINY, M.K., EL SHARAF, A.M. - Analysis of dynamic performance of saturated machine and analog simulation, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.7, 1982, p.1899-1906
- /104/. EL SHERBINY, M.K., MEHTA, D.M. - Dynamic systems stability. Part I: investigation of the effect of different loadings and excitation systems, IEEE Transactions, PAS, vol.92, nr.5, 1973, p.1533-1546
- /105/. FARMER, R.S., AGGARWAL, B.L. - State of the art technique for PSS tuning, IEEE Transactions, PAS, vol.102, nr.3, 1983, p.699-709
- /106/. FERWICK, D.R., WRIGHT, W.F. - Review of trends in excitation systems and possible future developments, Proceedings of IEE, vol.123, nr.5, 1976, p.413-420
- /107/. FLEMING, R.J., MOHAM, M.A., PARAVANTISAM, E. - Selection of parameters of stabilisers in multimachine power systems, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.5, 1981, p.2329-2333
- /108/. FOUAD, A.A., STANTON, S.E. - Transient stability of a multimachine power system, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.7, 1981, p.3400-3424
- /109/. FOUAD, A.A., VITTAL, V., OH, I.K. - Critical energy for direct transient stability assesment of a multimachine power system, IEEE Transactions, PAS, vol.103, nr.5, 1984, p.2199-2206
- /110/. FRANTZ, T., GENTILE, T., IHARA, S., SIMONS, N., WALDRON, M. - Load behaviour observed in LILCO and RGE system, IEEE Transactions, PAS, vol.103, nr.4, 1984, p.819-831

- /111/. PROWD, R., J., SIRI, J., C., POIMORE, R. - Transient stability and long term dynamics unified, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.10, 1982, p.3841-3850
- /112/. PROWD, R., J., POIMORE, R., DALBORN, M. - Synthesis of dynamic load models for stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.1, 1982, p.127-135
- /113/. GASRELIAN, V., V. - Uset obuslovlennosti pri raschete ustanovivovaniia rejimov elektriceskikh sistem, Elektricesstvo, nr.5, 1980, p.49-61
- /114/. GALIANA, D., F., SLAVITSCH, M. - State adaption in power system control, IEEE Transactions, PAS, vol.92, nr.5, 1973, p.1670-1674
- /115/. ENLOPOULOS, D., LIGHTFOOT, S. - Realistic reduction of nonlinear networks, IEEE Transactions, PAS, vol.97, nr.2, 1978, p.489-503
- /116/. THERAKIAN, O., T. - Ustanovivovaniia rejimov v vol'skih elektriceskikh sistemah, nr.1, 1982, Izvestia Akademii Nauk SSSR, Energetika i transport, p.127-129
- /117/. GIBBARD, M., J., KEAN, Q., H. - Identification of excitation system parameters, IEEE Transaction, PAS, vol.94, nr.4, 1975, p.1201-1207
- /118/. GORSHI, I., M. - Tifrovii regulator vozbu'deniia iskorosti sinkronniih mashin, Elektricesstvo, nr.1, 1981, p.8-14
- /119/. GRAINGER, J., J., AHMARI, R. - The effect of nondynamic parameters of excitation system on stability performance, IEEE Transactions, PAS, vol. 91, nr.1, 1972, p.1-6
- /120/. GROSS, G., BERGMAN, A., R. - A class of new multistep integration algorithms for computation of power system dynamical response, IEEE Transactions, PAS, vol.96, nr.1, 1977, p.293-307
- /121/. GROSS, G., IMPARATO, G., K., LOCK, P., M. - A tool for the comprehensive analysis of power system dynamic stability, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.1, 1982, p.226-234
- /122/. BRUZDEV, I., A., SEUBN, V., T., TERESCO, L., A. - Osobennosti vibora nastoek avtomaticheskikh regulatorov vozbu'deniia generátorov po usloviiu maksimuma stepeni ustoičivosti, Elektricesstvo, nr.9, 1980, p.48-50
- /123/. JUREVICI, I., L., LIKOVA, L., E. - Ob opredelenii karakteristik nagruski po napriajeniu pasivnogo experimenti, Elektricesstvo, nr.2, 1972, p.21-24
- /124/. HABIBULLAH, B., YU, Y., M. - Physically realisable wide power range optimal controllers for power systems, IEEE Transactions, PAS, vol.93, nr. 5, 1974, p.1493-1506
- /125/. HAGIHARA, S., YOKOTA, H., GODA, K., ISOE, K. - Stability of hydraulic turbine generating unit controlled by PID governor, IEEE Transactions, PAS, vol.98, nr.6, 1979, p.2294-2298
- /126/. RAYMONS, T., J., WINKLER, D., J. - Comparison of synchronous machine models in the study of the transient behaviour of electrical power systems, Proceedings of IEE, vol.118, nr.10, 1971, p.1442-1453
- /127/. HARLEY, R., G., ADKINS, B. - Calculation of the angular back swing following a shortcircuit of a loaded alternator, Proceedings of IEE, vol. 117, nr.2, 1970, p.337-336
- /128/. HS, Y., K., LIPO, T., A. - Computer simulation of an induction machine with spatially dependent saturation, IEEE Transactions, PAS, vol.103, nr.4, 1984, p.707-714
- /129/. HOPE, G., S., MALIK, O., P., FARAG, A., S., A. - Real time digital governor for a generating unit: analysis, design and test results, Proceedings of IEE, vol.123, nr.12, 1976, p.1357-1359
- /130/. HORN, R., A. - Metode moderne de calcul si proiectare a sistemelor electrice, Editura tehnici, Bucuresti, 1970
- /131/. HUGHES, F., M. - Improvement of turbogenerator transient performance by control means, Proceedings of IEE, vol.120, nr.2, 1973, p.233-240
- /132/. HUGHES, F., M., HANDEAN, A., M., A. - Design of turboalternator excitation controllers using multivariable frequency response methods, Proceedings of IEE, vol.103, nr.9, 1976, p.901-905
- /133/. HUMPAGE, W., D. - Structure for multinode power system dynamic analysis, Proceedings of IEE, vol.120, nr.7, 1973, p.893-899
- /134/. HUMPAGE, W., D., BAINE, J., P., DUMAS, R., E. - Multinode power system dynamic analysis, Proceedings of IEE, vol.115, nr.6, 1972, p.115-117

- /135/. HOMPAGE, W.,D., SMITH, J.,R., ROGERS, C.,J. - Application of dynamic optimisation to synchronous generator excitation controllers, Proceedings of IEE, vol.120, nr.1, 1973, p.97-99
- /136/. HOMPAGE, W.,D., WONG, K.,P., LEE, Y.,W. - Numerical integration algorithms in power system dynamic analysis, Proceedings of IEE, vol.121, nr.4, 1974, p.467-473
- /137/. HURLEY, J.,D., BALDWIN, M.,S. - High response excitation systems on turbine generators: a stability assessment, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr. 11, 1982, p.4211-4221
- /138/. HURLEY, J.,D., JENSEN, H.,R. - Standstill frequency response modelling and evaluation by field tests on a 645 MVA turbine generator, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.2, 1981, p.818-836
- /139/. ILICHOV, F., CAPASSO, A. - Dynamic equivalents of asynchronous motor loads in system stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.93, nr.8, 1974, p.1659-1659
- /140/. ILICHOV, F., CHYMAN, A., RUCSTUNL, G. - Behaviour of loads during voltage dips encountered in stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.91, nr.5, 1972, p.2470-2479
- /141/. IWAMOTO, S., TAMURA, Y. - A fast load flow method retaining nonlinearity, IEEE Transactions, PAS, vol.97, nr.5, 1978, p.1586-1599
- /142/. IYER, S.,N., CORY, B.,J. - Optimisation of turbogenerator transient performance by differential dynamic programming, IEEE Transactions, PAS, vol.90, nr.5, 1971, p.2149-2157
- /143/. JACKSON, W., WINCHESTER, R.,L. - Direct and quadrature axis equivalent circuits for solid rotor turbine generators, IEEE Transactions, PAS, vol.83, nr.7, 1969, p.1121-1136
- /144/. JANISCHKEWIKY, W., KUNDUR, P. - Simulation of the nonlinear dynamic response of interconnected synchronous machines. Part II, IEEE Transactions, PAS, vol.91, nr.5, 1972, p.2064-2069
- /145/. JASMIN, G., LEROUX, A., MURHEDKAR, B. - Electronic simulation of a hydrogenerator with its penstock, hydroturbine and damping unit, vol.103, nr. 9, 1983, p.3023-3030
- /146/. JUFER, M., APCSTOLIEES, A. - An analysis of eddy current and hysteresis losses in solid iron based upon simulation of saturation and hysteresis characteristics, IEEE Transactions, PAS, vol.95, nr.6, 1976, p.1786-95
- /147/. KABRIEL, B.,J. - Choosing power system voltage regulator parameters by use of standard forms, Proceedings of IEE, vol.117, nr.9, 1970, p.1809-1814
- /148/. KAKIMOTO, N., OHNOGI, Y., KATSUDA, H., SHIBUYA, H. - Transient stability analysis of large scale power system by Lyapunov's direct method, IEEE Transactions, PAS, vol.103, nr.1, 1984, p.160-167
- /149/. KALSI, S.,S., ABKINN, B. - Transient stability of power systems containing both synchronous and induction machines, Proceedings of IEE, vol.118, nr.10, 1971, p.1467-1474
- /150/. KAREFY, S., AKHTAR, M.,Y. - Influence of synchronous machine rotor angular velocity in transient stability studies, Proceedings of IEE, vol.117, nr.8, 1970, p.1675-1682
- /151/. KANNIAH, J., MALIK, O.,P., MURP, G.,S. - Excitation control of synchronous generators using adaptive regulators, IEEE Transactions, PAS, vol.103, nr.5, 1984, p.897-910
- /152/. KAPOOR, S.,C. - Dynamic stability of long transmission systems with static compensators and synchronous machines, IEEE Transactions, PAS, vol.99, nr.1, 1979, p.124-134
- /153/. KATSURI, R., DORRONGAJU, P. - Relative dynamic stability regions of power systems, IEEE Transactions, PAS, vol.89, nr.5, 1970, p.765-774
- /154/. KATSURI, R., POTTI, M.,S.,N. - Piece-wise Newton-Raphson load flow, an exact method using ordered elimination, IEEE Transactions, PAS, vol. 95, nr.4, 1976, p.1244-1253
- /155/. KELLY, D.,M., KANIM, A.,A. - Closed loop optimal excitation control for power system stability, IEEE Transactions, PAS, vol.90, nr.5, 1971, p.2135-2141
- /156/. KILYENI, S. - Automatic voltage regulator and excitation system model for the dynamic analysis of power systems, Bulletin IPTVT, tom 20, fasc. 1-2, 1983, p.65-69

- /157/. KILYENI, S. - Speed regulator and turbine model for the dynamic analysis of power systems, Buletinul IPTVT, tom 23, fasc.1-2, 1983, p.47-50
- /158/. KILYENI, S. - Implementarea SRAS aferent generatoarelor din centrala Fortile de fier 1 in programul de calcul pentru analiza regimurilor dinamice ale S&E complexe, Energetica, vol. 32, nr.7, 1984, p.312-318
- /159/. KILYENI, S. - Implementarea SRAS aferent generatoarelor din centrala Fortile de fier 1 in programul de calcul pentru analiza regimurilor dinamice ale S&E complexe. Partea II: etape de calcul; considerarea nelinearitatilor; probleme de calcul numeric, Energetica, vol.32, nr.8, 1984, p.345-355
- /160/. KILYENI, S. - Utilizarea tehnicilor de memorare si prelucrare a matricilor lacunare la elaborarea unor programe optimizate de analiza a regimului stationar pentru SEE de mari dimensiuni, Simpozionul national de retele electrice, Timisoara, 1984
- /161/. KILYENI, S., CRISAN, O. - Model matematic si pachet de programe de calcul pentru analiza stabilitatii S&E complexe si optimizarea valorii parametrilor SRAS. Partea II: tehnici numerice si programe de calcul, Lucrarile CNER'82, vol.12, p.63-74, Timisoara, 1982
- /162/. KILYENI, S., LUSTREA, B. - Utilizarea tehnicilor de memorare si prelucrare a matricilor lacunare la analiza pe calculator a regimurilor de functionare a SEE complexe, Lucrarile CNER'84, vol.13, p.63-70, Craiova, 1984
- /163/. KILYENI, S., LUSTREA, B., CRISAN, O., MOGA, M., SURIANU, F. - Analiza pe calculator a comportarii naturale a S&E complexe la diverse perturbatii, cu aplicatie la SEN, Buletinul IPTVT, tom 24, fasc.2, 1979, p.151-159
- /164/. KILYENI, S., LUSTREA, B. - Determinarea pe calculator a caracteristicilor de functionare ale hidrogenatoarelor, A VII-a sesiune de comunicari stiintifice, COSIEN Reşita, 1984
- /165/. KILYENI, S., MOGA, M., LUSTREA, B., BUTA, A., SURIANU, F. - Analiza influentei SRAS intensive asupra comportarii in regim dinamic a generatoarelor sincrone din cadrul SEE complexe, Simpozionul national de retele electrice, Timisoara, 1984
- /166/. KIMBARK, E.W. - Improvement of power system stability by changes in the network, IEEE Transactions, PAS, vol.88, nr.5, 1969, p.773-781
- /167/. KOVACS, P. - Analiza regimurilor tranzitorii ale masinilor electrice, Editura tehnica, Bucuresti, 1980
- /168/. KRAUSE, P.,C., NOZARI, F., SKVARNINA, T.,L., OLIVE, D.,W. - The theory of neglecting stator transients, IEEE Transactions, PAS, vol.98, nr.1, 1979, p.141-143
- /169/. KUNDUR, P., DANDENO, P.,L. - Implementation of advanced generator models into power system stability programs, IEEE Transactions, PAS, vol.102, nr.7, 1983, p.2047-2054
- /170/. KUNDUR, P., LEE, D.,C., EL DIN, M.,N.,Z. - Power system stabilisers for thermal units: analytical techniques and on site validation, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.1, 1981, p.81-95
- /171/. LARSON, S.,V., SWANN, D.,A. - Applying power system stabilisers, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.6, 1981, p.3017-3046
- /172/. LEE, D.,C., HEAULIEU, R.,K., SERVICE, J.,R.,R. - A PSS using speed and electrical power inputs: design and field experiments, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.9, 1981, p.4151-4157
- /173/. LEE, S.,T.,Y., SCHWEPPE, F.,C. - Distance measures and coherency recognition for transient stability equivalents, IEEE Transactions, PAS, vol. 92, nr.5, 1973, p.1550-1557
- /174/. L&BDWICH, G. - Adaptive excitation control, Proceedings of IEE, vol.126, nr.3, 1979, p.249-253
- /175/. LEYEBURN, S. - Tuning stabilisers in multimachine power systems, IEEE Transactions, PAS, vol.102, nr.2, 1983, p.290-299
- /176/. LEMAY, J., BARTON, C.,M. - Small perturbation linearisation of the saturated synchronous machine equations, IEEE Transactions, PAS, vol.91, nr.1, 1972, p.233-240
- /177/. LEUNG, W.,S., CHEUNG, Y.,S., YUNG, Y.,C. - Computerised linear control of ac generator output, Proceedings of IEE, vol.121, nr.10, 1974, p.1750-54
- /178/. LOKAY, H.,E., DRUGGS, P.,O. - Effect of future turbine generator characteristics on transient stability, IEEE Transactions, PAS, vol. 90, nr.5, 1981, p.1427-1431

- /179/. LUKASOV, E.S. - Osvijeni ventra inertii elektriceskoi sistema, *Elektricitstvo*, nr.7, 1960, p.59-60
- /180/. BUSNEA, B., KILYANI, S., CRISAN, O. - Optimizarea acordului ABAY aferente turbogeneratoarelor de la CET Mintia încărcate cu sarcină capacitivă, *Lucrări tehnico-stiintifice, seria electrotehnica, IPTYI*, 1977, p.159-61
- /181/. LUSTREA, B., PROSTEAK, O., KILYANI, S., DRAGOMIR, T., BRANCO, I. - Identificarea analitică și analiza unor modele matematice ale hidrogeneratoarelor utilizate pentru sistemul reguletoarelor de tensiune, *A VII-a sesiune de comunicări știintifice, COSITBM Resita*, 1984
- /182/. LUDERS, G.A. - Transient stability of multimachine power systems via direct method of Lyapunov, *IEEE Transactions, PAS*, vol.90, nr.1, 1971, p.23-35
- /183/. MALIK, O.P., EL GHANLARY, A.M. - Unified control for synchronous machine stabilisation, *Proceedings of IEE*, vol.121, nr.9, 1974, p.1333-1339
- /184/. MALIK, O.P., MOPE, G.S., BALR, M.A., L. - A computer study of a PID automatic voltage regulator. Part II, *IEEE Transactions, PAS*, vol.103, nr.4, 1983, p.972-980
- /185/. MARSHALL, W.K., SKOLINSKI, W.J. - Dynamic stability determination by synchronising torque and damping torque, *IEEE Transactions, PAS*, vol.92, nr.4, 1973, p.1239-1246
- /186/. MASIELLO, R.B., SCHWEPPY, F.C. - Multimachine excitation stabilisation via system identification, *IEEE Transactions, PAS*, vol.94, nr.2, 1975, p.444-454
- /187/. REISSL, J. - Transient stability augmentation using a hierarchical control structure, *IEEE Transactions, PAS*, vol.99, nr.1, 1980, p.266-287
- /188/. MEMBLAOU, M.C., MAC DONALD, D.C. - Supplementary signals to improve transient stability - on line application to a microgenerator, *IEEE Transactions, PAS*, vol.101, nr.9, 1982, p.3545-3550
- /189/. MEYER, P.J., LEE, K.Y. - Improved dynamic load model for power system stability studies, *IEEE Transactions, PAS*, vol.101, nr.9, 1982, p.3303-3309
- /190/. NIMOC, D. - Automatizări în electroenergetică, Editura didactică și pedagogică, București, 1978
- /191/. MITTELSTADT, W.A. - Four methods for power system damping, *IEEE Transactions, PAS*, vol.87, nr.5, 1968, p.1323-1329
- /192/. MOBARAK, M., THORNE, D., HILL, E. - Optimisation of exciter and stabilizer parameters of a large thermal generating station, *IEEE Transactions, PAS*, vol.97, nr.4, 1978, p.1182-1193
- /193/. MORAITZ, GH. - Aspecte ale reglajului automat de tensiune și viteză ale grupurilor generatoare de mare putere, *Energetica*, vol.20, nr.18, 1972, p.450-454
- /194/. MOUSSA, H.A.M., YU, Y.M. - Optimal power stabilisation through excitation and/or governor control, *IEEE Transactions, PAS*, vol.91, nr.3, 1972, p.1166-1174
- /195/. MOYA, O., CORY, B.J. - On line control of generator transient stability by minicomputer, *Proceedings of IEE*, vol.124, nr.1, 1977, p.252-259
- /196/. MUKHOPADHYAY, B., MALIK, O.P. - Optimal control of synchronous machine excitation by quasilinearisation techniques, *Proceedings of IEE*, vol.119, nr.1, 1972, p.91-98
- /197/. MURTY, M.S.R., HARIHARAN, M.V. - Analysis and improvement of the stability of a hydroturbine generating unit, *IEEE Transactions, PAS*, vol.103, nr.2, 1984, p.360-367
- /198/. NAGEENDRA, R.P.S., PRAKASA, R.K.S., NANDA, J. - A novel hybrid load flow method, *IEEE Transactions, PAS*, vol.100, nr.1, 1981, p.303-306
- /199/. NEASHAM, D.L., JENKINS, K., BASHIR, J.F. - Simulation of site tests on a 120 MW turbogenerator, *Proceedings of IEE*, vol.121, nr.6, 1974, p.457-463
- /200/. NEDELCU, V. - Regimurile de funcționare ale mașinilor de curent alternativ, Editura tehnică, București, 1968
- /201/. NESS, J.E., BRASH, F.M. - Polynomial matrix based model of power system dynamics, *IEEE Transactions, PAS*, vol.95, nr.4, 1976, p.1465-1472
- /202/. NEWTON, R.E., MOSE, B.W. - Optimal control of a microalternator system, *IEEE Transactions, PAS*, vol.95, nr.6, 1976, p.1882-1883

- /203/. NOVAC, I. - Masini electrice. Litografia IPTA, Timisoara, 1970.
- /204/. OGIKUBIKI, H., O., NIKIY, M., F., SALANK, J., S. - Sparsity directed decomposition for gaussian elimination on matrices, IEEE Transactions, PAS, vol.89, nr.1, 1970, p.141-153
- /205/. OKAMURA, K., O-URA, Y., HAYASHI, H., YEMURA, H., TAKIMOTO, S. - A no-power flow model and solution method including load and generator characteristics and effects of system controls, IEEE Transactions, PAS, vol.94, nr.3, 1975, p.1042-1050
- /206/. O'KELLY, D. - Eddy current and hysteresis effects in rotating machines, IEE Proceedings, vol.116, nr.3, 1969, p.331-335
- /207/. O'KELLY, D. - Steady state power rotor angle characteristics for synchronous machines including hysteresis, Proceedings of IEE, vol.117, nr.3, 1970, p.1683-1691
- /208/. OKONGMO, E., H., WILSON, W., H., ANDERSON, J., H. - Microalternator stabilization using a physically realizable optimal output feedback controller, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.10, 1982, p.3771-3779
- /209/. OKUBO, O., UEMURA, K., SUZUKI, H. - Modal analysis for power system dynamic stability, IEEE Transactions, PAS, vol.97, nr.4, 1978, p.1313-1318
- /210/. OLIVE, D., W. - New techniques for the calculation of dynamic stability, IEEE Transactions, PAS, vol.85, nr.7, 1966, p.767-776
- /211/. OLIVE, D., W. - Digital simulation of synchronous machine transients, IEEE Transactions, PAS, vol.87, nr.3, 1968, p.1559-1574
- /212/. OSHABA, S., X., ROSS, R., W. - Performance of state space controllers for turbogenerators in multimachine power systems, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.3, 1982, p.3276-3283
- /213/. OTT, G., H., WALKER, L., H., WONG, D., T., Y. - Hybrid simulation for long term dynamics, IEEE Transactions, PAS, vol.96, nr.3, 1977, p.947-915
- /214/. PADYAR, K., R., PAI, M., A., RAMAHRISHNA, S. - A versatile system model for the dynamic stability analysis of power systems including HVDC links, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.4, 1981, p.1871-1880
- /215/. PALK, S., H., CONOLLY, R. - Voltage reduction as a mean of reducing distribution load, IEEE Transactions, PAS, vol.96, nr.2, 1977, p.622-633
- /216/. PERRY, H., R., LUINI, J., P., COUBES, J., O. - Improved stability with two time constant rotating exciter, IEEE Transactions, PAS, vol.90, nr.6, 1971, p.2084-2089
- /217/. PETERSON, H., M., MAYER, W., S. - Automatic adjustment of transformers and phase shifters taps in the Newton power flow, IEEE Transactions, PAS, vol.90, nr.1, 1971, p.103-108
- /218/. PFI, D., T., FOURQUE, S., J., ROBINE, D., H., HILL, S., F. - Analysis and application of the stability limits on a hydrogenerating unit, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.7, 1981, p.3203-3212
- /219/. PLITMAN, P., Z., ISA, M., L. - Transient stability problem solution using the Hamming predictor corrector method, IEEE Transactions, PAS, vol.91, nr.4, 1972, p.1371-1378
- /220/. PODMORE, R. - Identification of coherent generators for dynamic equivalents, IEEE Transactions, PAS, vol.97, nr.4, 1978, p.1344-1354
- /221/. PODMORE, R., FLEMING, R., J. - Power system dynamic simulation program, Proceedings of IEE, vol.121, nr.10, 1974, p.1165-1168
- /222/. POTOLEA, E. - Calculul regimurilor de functionare ale sistemelor electroenergetice, Editura tehnica, Bucuresti, 1977
- /223/. POTOLEA, E. - Modelele si parametrii masinii sincrone, Energetica, vol.26, nr.7, 1978, p.209-218, nr.8, 1978, p.250-257
- /224/. PRABHASHANKAR, K., JANISCHESKY, W. - Digital simulation of multimachine power systems for stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.87, nr.1, 1968, p.73-80
- /225/. PRICE, G., W., LOTH, B., A. - Large scale implementation of modal dynamic equivalents, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.6, 1981, p.3311-3317
- /226/. RADZINSKI, C. - Complex root compensator, a new concept for dynamic stability improvement, IEEE Transactions, PAS, vol.93, nr.6, 1974, p.1342-43
- /227/. RANSY, D., S., SHOUSHE, J., W. - Detailed hydrogovernor representation for system stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.89, nr.1, 1970, p.106-112

- /228/. RIAZ, M. - Hybrid parameter models of synchronous machines, IEEE Transactions, PAS, vol.93, nr.3, 1974, p.349-353
- /229/. RISSIRO, J.,R., LANGE, F.,J. - A new aggregation method for determining composite load characteristics, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.8, 1982, p.2369-2375
- /230/. ROGERS, G.,J., DI MAMMO, J., ALDEN, R.,T.,H. - An aggregate induction motor model for industrial plants, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.4, 1981, p.683-690
- /231/. ROGERS, G.,J., SMITH, J.,R. - Synchronous machine model including eddy currents, Proceedings of IEE, vol.120, nr.4, 1973, p.461-463
- /232/. RUDNICK, H., HUGHES, F.,M., BRAMBLETT, A. - Steady state instability: simplified studies in multimachine power systems, IEEE Transactions, PAS, vol.102, nr.12, 1983, p.3499-3507
- /233/. SABIR, S.,A.,Y., LEE, D.,C. - Dynamic load models derived from data acquired during system transients, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.9, 1982, p.3365-3372
- /234/. SALEH, A.,I., EL SIERSBINY, M.,K., EL GAFFARY, A.,A.,M. - Optimal design of an overall controller of saturated synchronous machine under different loading, IEEE Transactions, PAS, vol.102, nr. 6, 1983, p.1591-1597
- /235/. SARKAR, A.,K., RAO, M.,D. - Stabilisation of synchronous machine through output feedback control, IEEE Transactions, PAS, vol.92, nr.1, 1973, p.159-166
- /236/. SASSON, A., KRISAKI, G., HODGES, S.,F. - An optimal ordered algorithm for sparse matrix applications, IEEE Transactions, PAS, vol.97, nr.6, 1978, p.2253-2251
- /237/. SAVALOV, S.,A., BARINGOV, S.,A. - Principi postolenia i osobennosti avtomaticheskikh modeli elektroenergeticheskikh sistem, elektrichestvo, nr.4, 1982, p.1-7
- /238/. SCHLEIF, F.,R., HUKKINS, H.,D., HATTAN, K.,B., GISH, W.,B. - Control of rotating exciter for power system damping: pilot application and experience, IEEE Transactions, PAS, vol.88, nr.8, 1969, p.1054-1058
- /239/. SERRAJI, H. - Design of pole shifting and optimal controllers for a synchronous generator, Proceedings of IEE, vol.121, nr.6, 1974, p.549-552
- /240/. SHACKSHAFT, B. - General purpose turboalternator model, Proceedings of IEE, vol.110, nr.4, 1963, p.703-713
- /241/. SHACKSHAFT, B., HENSHER, P.,B. - Model of generator saturation for use in power system studies, Proceedings of IEE, vol.126, nr.8, 1979, p.759-763
- /242/. SHACKSHAFT, G., SYMONS, O.,C., RADWICKO, J.,C. - General purpose model of power system loads, Proceedings of IEE, vol.124, nr.8, 1977, p.715-723
- /243/. SHALABY, A. - Power system stability limits using coherency based dynamic equivalents, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.5, 1981, p.2214-2225
- /244/. SHACKSHAFT, G., NEILSON, B. - Results of stability tests on an underexcited 120 MW generator, Proceedings of IEE, vol.117, nr.2, 1972, p.175-188
- /245/. SHELTON, M.,L., WINKELMAN, P.,F., MITTELSTADT, W.,A. - IFA 1400 MW braking resistor, IEEE Transactions, PAS, vol.94, nr.2, 1975, p.602-611
- /246/. SKVARENINA, T.,L., KRAUSE, P.,C. - Accuracy of reduced order model of induction machines in dynamic stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.98, nr.4, 1979, p.1192-1197
- /247/. SMITH, O.,J.,M., GAISSER, G.,V. - Suboptimal control to target synchronous generators, IEEE Transactions, PAS, vol.90, nr.2, 1971, p.448-453
- /248/. STANTON, K.,N., TALUKDAR, S.,N. - New integration algorithms for transient stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.89, nr.5, 1970, p.985-91
- /249/. STOTT, B. - Review of load flow calculation methods, Proceedings of IEEE, vol.62, nr.7, 1974, p.916-929
- /250/. STOTT, B., ALSAC, O. - Fast decoupled load flow, IEEE Transactions, PAS, vol.93, nr.3, 1974, p.859-863
- /251/. STROEV, V.,A., SHEEDHARAN, R. - Steady state stability of alternators as affected by voltage regulation, Proceedings of IEE, vol.114, nr.7, 1967, p.938-945
- /252/. SUBRAMANIAN, H., MALIK, O. - Closed loop optimisation of power systems with two axis excitation controls, IEEE Transactions, PAS, vol.92, nr.1, 1973, p.167-176

- /253/. SUGIYAMA, T., NISHIWAKI, T., TAKEDA, S., ABE, S. - Measurement of synchronous machine parameters under operating conditions, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.4, 1982, p.875-884
- /254/. TAKATA, M., UEDA, R., FUJITA, G., TAKATA, S. - An iterative sequential observer for estimating the transient states of a power system, IEEE Transactions, PAS, vol.96, nr.2, 1977, p.673-680
- /255/. TALUKDAR, S. - Iterative multistep methods for transient stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.90, nr.1, 1971, p.96-102
- /256/. TALUKDAR, S., BAYLEY, J., E. - Hysteresis models for system studies, IEEE Transactions, PAS, vol.95, nr.4, 1976, p.1354-1364
- /257/. TAGHA, H., ABE, S., TAKEDA, S. - Fast transient stability solutions using an array processor, IEEE Transactions, PAS, vol.102, nr.11, 1983, p.3335-3343
- /258/. TAYLOR, C., W., CRISAP, R., L. - Real time power system simulation for automatic generation control, IEEE Transactions, PAS, vol.98, nr.1, 1979, p.375-384
- /259/. TAYLOR, C., W., WALSH, P., R., CRISAP, R., L. - Northwest power pool transient stability and load shedding controls for generation load imbalances, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.7, 1981, p.3406-3415
- /260/. THORNE, D., H., HILL, E., P. - Field testing and simulation of hydroelectric turbine governor performance, IEEE Transactions, PAS, vol.93, nr.4, 1974, p.1183-1191
- /261/. THORNE, D., H., HILL, E., P. - Extension of stability boundaries of a hydraulic turbine generating unit, IEEE Transactions, PAS, vol.94, nr.4, 1975, p.1401-1408
- /262/. TIRNEY, W., P., EISEN, W., S. - Solution of large sparse systems by ordered triangular factorization, IEEE Transactions, AC, vol.19, nr.4, 1973, p.335-346
- /263/. UEDA, R., TAKATA, S. - Effects of induction machine load on power system, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.5, 1981, p.2652-2662
- /264/. UMANS, S., D., MALLICK, J., A., WILSON, G., L. - Modelling of solid rotor turbogenerators, IEEE Transactions, PAS, vol.97, nr.1, 1978, p.289-291
- /265/. UNDERILL, J., N. - Structure in the computation of power system nonlinear dynamical response, IEEE Transactions, PAS, vol.89, nr.1, 1970, p.1-7
- /266/. UNDERILL, J., N., LASKOWSKI, G., P. - Model selection and data assembly for power system simulations, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.9, 1982, p.3333-3341
- /267/. UNGUREANU, B., STRELEANU, V., FLORESCU, V., SIREN, M. - Extinderea posibilităților de calcul ale regimurilor tranzitorii ale CNS, Energetica, vol.23, nr.5-6, 1980, p.240-245
- /268/. VADANESCU, G., DRAGAN, D. - Probe de functionare in sistem ale grupurilor de la CET Portile de fier, Energetica, vol.21, nr.9, 1978, p.422-430
- /269/. VENIKOV, V., A. - Transient processes in electrical power systems, Editura Mir, Moscova, 1977
- /270/. VENIKOV, V., A., STROEV, V., A., TAVFIK, M., A., N. - Optimal control of electrical power systems containing controlled reactors, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.9, 1981, p.4236-4280
- /271/. VOYOS, N., A., GALANOS, G., D. - Damping of power swings in ac tie lines using a parallel dc link operating at constant reactive power control, IEEE Transactions, PAS, vol.98, nr.3, 1979, p.416-425
- /272/. WARHOL, E., J., SKELIFF, F., R., GISH, W., E., CHURCH, J., R. - Alignment and modelling of Hanford excitation system control for system planning, IEEE Transactions, PAS, vol.90, nr.2, 1971, p.714-724
- /273/. WANDER, R., J., SLOVICAR, I., S. - Power flow solution by the Newton Raphson method in transient stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.1-3, nr.9, 1984, p.2289-2307
- /274/. WATSON, W., DOULDES, M., E. - Static exciter stabilising signals on large generators, IEEE Transactions, PAS, vol.92, nr.1, 1973, p.204-212
- /275/. WATSON, W., SAHONUR, S. - Synchronous machine operational impedances from low voltage measurements at the stator terminals, IEEE Transactions, PAS, vol.94, nr.3, 1974, p.777-785

- /276/. WEISS, J.,R. - Transient asymptotic stability of power systems not established with Lyapunov functions, IEEE Transactions, PAS, vol.96, nr.4, 1976, p.1430-1436
- /277/. WILLIAMS, J.,D. - Optimal Lyapunov functions and stability regions for multimachine power systems, Proceedings of IEE, vol.117, nr.3, 1970, p. 573-577
- /278/. WILLIAMS, R.,P., BOGIE, S.,A., BILLS, C.,W. - Feasibility of Lyapunov functions for the stability analysis of electric power systems, having up to 60 generators, IEEE Transactions, PAS, vol.91, nr.3, 1972, p.1145-57
- /279/. WRIGHT, W.,P., HAWLEY, R., DINGLEY, J.,E. - Brushless thyristor excitation systems, IEEE Transactions, PAS, vol.91, nr.5, 1972, p.1843-1854
- /280/. XIA, B., MEYDT, G.,T. - Self tuning controller for generator excitation control, IEEE Transactions, PAS, vol.102, nr.6, 1983, p.1877-1885
- /281/. XIE, H. - Regions of transient stability in state space for synchronous generator, Proceedings of IEE, vol.122, nr.7, 1975, p.739-744
- /282/. YOUNG, C.,C. - Equipment and system modeling for large scale stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.91, nr.1, 1972, p.99-110
- /283/. YU, Y.,N., MOUSSA, H. - Optimal stabilisation of multimachine power systems, IEEE Transactions, PAS, vol.91, nr.3, 1972, p.1174-1182
- /284/. ZABORSZKY, J., WANG, H.,W., PRASAD, K. - Stabilising control in emergencies, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.5, 1981, p.2331-2339
- /285/. ZHENEKO, G.,N., FOUAD, A.,A. - Steady state stability analysis with frequency methods: optimisation of excitation system parameters, IEEE Transactions, PAS, vol.103, nr.4, 1984, p.715-722
- /286/. xxxx - A description of discrete supplementary controls for stability, IEEE Transactions, PAS, vol.87, nr.1, 1978, p.149-157
- /287/. xxxx - Computer representation of excitation systems, IEEE Transactions, PAS, vol.87, nr.6, 1968, p.1460-1464
- /288/. xxxx - Dynamic models for steam and hydro turbines in power system studies, IEEE Transactions, PAS, vol.92, nr.6, 1973, p.1904-1916
- /289/. xxxx - Excitation system models for power system stability studies, IEEE Transactions, PAS, vol.100, nr.2, 1981, p.494-509
- /290/. xxxx - IRIS 50. Bibliotheque mathematique. Manuel d'utilisation, CII, Louveciennes, 1972
- /291/. xxxx - Proposed terms and definitions for power system stability, IEEE Transactions, PAS, vol.101, nr.7, 1982, p.1894-1895
- /292/. xxxx - System load dynamics calculation: effects and determination of constants, IEEE Transactions, PAS, vol.92, nr.2, 1973, p.600-603
- /293/. xxxx - System load dynamics: simulation and effects, IEEE Transactions, PAS, vol.87, nr.6, 1968, p.1460-1464
- /294/. xxxx - Criterii imbunatatite privind reglajul tensiunii si puterii reactive in sistemul electroenergetic, cu aplicatii la imbunatatirea reglajului de tensiune in nodul Portile de fier, Protocoale contract de cercetare stiintifica nr.33/1978 IPTVT- IEC Portile de fier, Timisoara, 1978-1981
- /295/. xxxx - Optimizarea in conditii de exploatare a acordului SAZ aferente turbogeneratoarelor de la CET Mintia, Protocoale contract de cercetare stiintifica nr. 27/1975 IPTVT-ICBMENERG Bucuresti, Timisoara, 1975-76
- /296/. xxxx - Cercetări privind realizarea unor regulatoare inteligente destinate hidroagregatelor reversibile, Protocoale contract de cercetare stiintifica nr. 82/1984 IPTVT-CCSITEM Reșita, Timisoara, 1984
- /297/. xxxx - Manual de utilizare al programului PAST, Institutul de studii si proiectări energetice, Bucuresti, 1978
- /298/. xxxx - Manual de prezentare si utilizare a programului MOLINA, Institutul de studii si proiectări energetice, Bucuresti, 1979

CUPRINS

INTRODUCERE	1
Cap.1. PREZENTAREA PROBLEMEI STABILITĂȚII GS DIN CADRUL SSB COMPLEXE ...	7
1.1. Considerații generale. Terminologie	7
1.2. Tendințe actuale de cercetare în domeniul stabilității	8
1.3. Metodele de analiză a stabilității și tehnica de calcul utilizată	10
1.4. Metode numerice de analiză a stabilității SSB complexe	13
1.5. Metode de îmbunătățire a stabilității	15
Cap.2. MODELIZAREA GS ÎN STUDIILE DE STABILITATE A SSB COMPLEXE	18
2.1. Concepte de bază privind modelizarea elementelor de sistem	18
2.2. Considerații generale asupra modelizării GS	19
2.3. Noțiunile mașinii sincrone în regim tranzitoriu	21
2.3.1. Prezentarea generală a ecuațiilor pentru diverse modele	21
2.3.2. Modelele matematice considerate pentru simularea regimului tran-	
zitoriu al GS	26
2.3.2.1. Modelul de ordinul 5	26
2.3.2.2. Modelul de ordinul 3	29
2.3.2.3. Modelul de ordinul 2	29
2.4. Considerarea prezentei miezului magnetic în modelul matematic	
al GS	29
2.4.1. Prezentarea problemei	29
2.4.2. Considerarea histerezii în modelul GS	29
2.4.3. Considerarea curenților turbionari	30
2.4.4. Considerarea saturației	30
2.5. Calculul regimului staționar al GS	33
2.6. Modelele adoptate pentru GS	35
Cap.3. SISTEMELE DE REGLARE AUTOMATĂ ȘI PROBLEMA STABILITĂȚII GS DIN	
CADRUL SSB COMPLEXE	36
3.1. Sistemul de excitație și sistemul de reglare automată a excitației	
3.1.1. Rol, elemente componente și tipuri de SE și SRAE	36
3.1.2. Modelizarea SE și SRAE în studiile de stabilitate	38
3.1.3. Influența SE și SRAE asupra stabilității	40
3.1.4. Utilizarea semnalelor suplimentare la SRAE în scopul îmbunătățirii	
stabilității	42
3.1.4.1. Scopul și domeniul de utilizare al semnalelor suplimentare	42
3.1.4.2. Semnale suplimentare în funcție de viteză unghiulară	43
3.1.4.3. Semnale suplimentare în funcție de frecvență	45
3.1.4.4. Semnale suplimentare în funcție de accelerație sau putere	45
3.1.4.5. Alte semnale suplimentare	47
3.1.5. Modele considerate pentru SE și SRAE	47
3.1.5.1. Prezentarea generală a modelelor considerate	47
3.1.5.2. Modelul nr.1 "simplu"	48
3.1.5.3. Modelul "intermediar" nr.2	49
3.1.5.4. Modelul nr.3 "Pdf"	50
3.1.5.5. Modelul nr.4 "general"	53
3.2. Mașina primară și sistemul de reglare automată a vitezei	56
3.2.1. Rol, elemente componente și tipuri utilizate	56
3.2.2. Modelarea SRAV și MP în studiile de stabilitate	57
3.2.3. Influența SRAV și MP asupra stabilității. Utilizarea semnalelor	
suplimentare	59
3.2.4. Modele considerate pentru SRAV și MP	60
3.2.4.1. Prezentarea generală a modelelor considerate	60
3.2.4.2. Modelul "simplu" nr.1	61
3.2.4.3. Modelul nr.2 "turbo"	61
3.2.4.4. Modelul nr.3 "hidro"	62

Cap. 4.	MODELIZAREA CONSUMATORILOR SI A REZELEI DE INTERCONEXIUNE A GS IN STUDIILE DE STABILITATE	64
4.1.	Modelizarea consumatorilor	64
4.1.1.	Concepte de bază privind modelizarea consumatorilor	64
4.1.2.	Modele simple pentru consumatori	65
4.1.3.	Modele utilizând caracteristicile statice ale consumatorilor	66
4.1.4.	Modele utilizând reprezentarea dinamică a consumatorilor rotativi	69
4.1.5.	Modelul adoptat pentru reprezentarea consumatorilor	69
4.1.5.1.	Modelul pentru regim staționar	69
4.1.5.2.	Modelul pentru regim tranzitoriu	71
4.2.	Modelizarea elementelor de rețea	72
4.2.1.	Modelizarea transformatoarelor și autotransformatoarelor	72
4.2.2.	Modelizarea liniilor electrice	73
4.3.	Determinarea circulației de puteri în SRE complexe	73
4.3.1.	Prezentarea problemei	73
4.3.2.	Tehnici utilizate pentru reducerea timpului de calcul și a memo- rii utilizate	77
Cap. 5.	OPTIMIZAREA COMPORTĂRII DINAMICE A GS DIN CADRUL SEE COMPLEXE UTILIZÂND REGULATOARE AUTOMATE CU SEMNALE SUPPLEMENTARE	80
5.1.	Modelul matematic al problemei de optimizare	80
5.2.	Definirea formei funcției obiectiv	82
5.2.1.	Aprecierea calității proceselor tranzitorii din cadrul SEE	82
5.2.2.	Prezentarea formei adoptate pentru funcția obiectiv	84
5.3.	Algoritmul de soluționare a problemei de optimizare	87
Cap. 6.	MODEL MATEMATIC SI PACHET DE PROGRAME DE CALCUL PENTRU ANALIZA SI IMBUNĂTĂȚIREA STABILITĂȚII GS DIN CADRUL SEE COMPLEXE PRIN OPTI- MIZAREA PARAMETRILOR SRA	89
6.1.	Concepte de bază privind programele de calcul	89
6.2.	Modelul matematic adoptat	90
6.2.1.	Modelizarea elementelor de sistem	90
6.2.2.	Modelul matematic al ansamblului sistemului	91
6.2.2.1.	Sisteme de unități de măsură	91
6.2.2.2.	Sisteme de axe de referință	91
6.2.2.3.	Tehnica de soluționare a modelului matematic	92
6.3.	Tehnici numerice utilizate pentru soluționarea modelului matematic	94
6.3.1.	Prezentarea generală a metodelor numerice utilizate	94
6.3.2.	Metode numerice utilizate pentru integrarea sistemelor de ecuații diferențiale	95
6.4.	Prezentarea programelor de calcul elaborate	98
6.4.1.	Date generale despre programele de calcul	98
6.4.2.	Programe de calcul pentru crearea și verificarea bazei de date ..	99
6.4.3.	Programul de calcul COKSSTAB pentru analiza stabilității și opti- mizarea parametrilor SRA	101
6.4.4.	Date despre utilizarea programelor de calcul	104
Cap. 7.	VALIDAREA EXPERIMENTALA A MODELELOR SI PROGRAMELOR DE CALCUL UTILIZATE	106
7.1.	Concepte generale privind validarea experimentală	106
7.2.	Prezentarea scopului și modului de desfășurare a experimentelor în SREN	107
7.3.	Simularea pe calculator a experimentelor	110
7.4.	Compararea rezultatelor înregistrate experimental cu cele calcu- late	111
7.4.1.	Criterii de comparare a rezultatelor	111
7.4.2.	Compararea rezultatelor pentru experimentul E1	112
7.4.3.	Compararea rezultatelor pentru experimentul E2	121
7.4.4.	Concluzii privind validarea experimentală	121
Cap. 8.	REZULTATE SI CONCLUZII PRIVIND IMBUNĂTĂȚIREA STABILITĂȚII GS PRIN SEMNALE SUPPLEMENTARE APLICATE LA SRAE ..	123
8.1.	Prezentarea sistemului considerat și a bazei de date utilizate ..	123

8.2.	Optimizarea parametrilor SRAS pentru GS din centrale Pdf :	129
8.2.1.	Prezentarea cazurilor analizate	129
8.2.2.	Influența calitativă și cantitativă a diverselor canale	130
8.2.3.	Optimizarea la scenariul de perturbatie nr.1 și la perturbatii de intensitate medie	133
8.2.4.	Optimizarea la scenariul de perturbatie nr.2 și la perturbatii mici	138
8.2.5.	Optimizarea la scenariul de perturbatie nr.3 și la perturbatii mari	142
8.2.6.	Stabilirea optizului general pentru SRAS Pdf	145
8.3.	Utilizarea unor SRAS intensive, cu parametrii optimizati, la GS de 330 MW de la Turceni și Rovinari	147
8.3.1.	Prezentarea problemei	147
8.3.2.	Optimizarea SRAS pentru un scenariu de perturbatie de intensitate medie	147
8.3.3.	Stabilirea optizului general pentru SRAS de la Rovinari și Turceni (grupurile de 330 MW)	152
8.4.	Concluzii generale	153
	LISTA ANEXELOR DE CALCUL	155
	ANEXE DE CALCUL	157
	BIBLIOGRAFIE	135
	CUPRINS	198