

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

ING. SUFLAKU FLAVIUS DAN

TEZA DE DOCTORAT

ANALIZA COMPORTAMII GENERATOARELOR
SINCRONE INTERCONECTATE IN PROCESE
TRANZITIONII DE LUNGA DURATA

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

CONDUCATOR STILETIPIC,
PROF. DR. ING. NOVAC IOAN

TIMISOARA
1986

INSTITUTUL POLITEHNIC TIMISOARA

BIBLIOTECA CENTRALA
578/905

Volume Nr. 359
Data 7/11

C U P R I N S

Introducere

Cap.I. Aspecte noi privind funcționarea stabilă a generatoarelor sincrone interconectate	1
1.1. Evoluția conceptului de stabilitate cu dezvoltarea sistemelor electroenergetice. Stabilitatea proceselor dinamice de lungă durată	1
1.2. Oportunitatea studiului stabilității generatoarelor sincrone interconectate în procese dinamice de lungă durată	3
1.3. Incadrarea în timp și amplasarea în spațiu a dinamicii pe termen lung a Ssă	4
1.4. Metode și modele pentru analiza stabilității generatoarelor sincrone interconectate în procese dinamice de lungă durată	6
1.4.1. Considerații generale privind metodele de analiză și de modelare a stabilității sistemelor de generatoare sincrone interconectate	6
1.4.2. Metode de analiză specifice comportării dinamice de lungă durată a unui Ssă	8
1.4.3. Modelizarea matematică a unui Ssă	9
Cap.II. Modele matematice pentru instalațiile primare ale centralelor electrice	11
2.1. Modelizarea matematică a instalațiilor primare ale unei centrale termoelectrice	11
2.1.1. Modelizarea matematică a cazanului de abur	11
2.1.2. Modelizarea matematică a automatizărilor cazanului de abur	21
2.1.3. Funcția de transfer a turbinei cu abur	24
2.1.3.1. Funcția de transfer a turbinei cu abur cu supraîncălzire intermediară	24
2.2. Modelizarea matematică a instalațiilor primare ale unei centrale hidroelectrice	35
2.2.1. Modelizarea matematică simplă a sistemului hidraulic.....	36
2.2.2. Model matematic complex pentru amenajarea hidraulică.....	39
2.2.2.1. Determinarea parametrilor hidraulici fundamentali ai turbinei hidraulice	41
2.2.2.2. Ecuațiile de funcționare ale amenajării hidraulice	44
2.2.2.2.1. Ecuația pierderilor în galeria de aducțiune	44
2.2.2.2.2. Ecuația energiei cinetice în punctul de inserție al castelului de echilibru	44
2.2.2.2.3. Ecuația castelului de echilibru	45
2.2.2.2.4. Ecuația debitelor	45
2.2.2.2.5. Ecuația galeriei de aducțiune	46
2.2.2.2.6. Ecuația energiei specifice raportată la masă în punctul de inserție al castelului de echilibru	47
2.2.2.2.7. Ecuația pierderilor de sarcină în conducta forțată.....	48
2.2.2.2.8. Ecuația loviturii de berbec în conducta forțată	48
2.2.2.2.9. Ecuația energiei specifice nate raportată la masă	49
2.2.2.2.10. Ecuația debitului turbinei	50
2.2.2.2.11. Ecuația randamentului turbinei hidraulice	51
2.2.2.2.12. Ecuația puterii mecanice a turbinei hidraulice	51
2.2.2.3. expresia matematică a modelului matematic	51
2.3. Modelul matematic al sistemului automat de reglare turatie - frecvență (SAV)	54

2.3.1. Scheme bloc și modele matematice pentru sistemul automat de reglare a vitezei (turației) grupurilor generatoare	54
2.4. Reprezentarea matematică generală a ansamblului instalațiilor primare ale unei centrale electrice	60
2.4.1. Modelul instalațiilor primare ale centralei termoelectrice	60
2.4.2. Modelul instalațiilor primare ale centralei hidroelectrice	64
2.4.3. Interpretarea rezultatelor simulării pe calculatorul numeric a instalațiilor primare	66
2.5. Concluzii	70
Cap. III. Reprezentarea rețelei electrice și a sistemelor de protecție prin relee	72
3.1. Calculul frecvenței S&S	73
3.2.1. Reprezentarea transformatoarelor și autotransformatoarelor	74
3.2.2. Reprezentarea liniilor electrice	74
3.2.3. Reprezentarea bobinelor de compensare și a cuplelor	75
3.2.4. Reprezentarea rețelei electrice în ansamblu	76
3.3. Modelizarea matematică a sistemelor de protecție ale S&S	77
3.3.1. Reprezentarea releelor de minimă frecvență	77
3.3.2. Reprezentarea releelor de minimă tensiune	78
3.3.3. Reprezentarea releelor de distanță	78
3.4. Concluzii	79
Cap. IV. Considerații asupra modelizării generatorului sincron și a canalelor de influență electromagnetice și electromecanice	80
4.1. Aspecte generale ale modelizării generatorului sincron	81
4.2. Modele matematice pentru generatorul sincron	81
4.2.1. Ecuațiile regimului tranzitoriu electromagnetic	81
4.2.1.1. Modelul Olive	83
4.2.2. Ecuațiile regimului tranzitoriu electromecanic	86
4.2.2.1. Ecuația de mișcare a rotorului	86
4.2.3. Considerarea fenomenelor din miezul feromagnetic al mașinii sincrone	87
4.2.3.1. Histerexa	87
4.2.3.2. Curenții turbionari	90
4.2.3.3. Saturația	95
4.2.4. Ecuațiile G.S. în regim dinamic al S&S	99
4.2.4.1. Modelul matematic al G.S. pe canalul electromagnetic	100
4.2.4.1.1. Modelul Stagg-Abied	100
4.2.4.1.2. Ecuațiile G.S. pe canalul electromagnetic, în regim dinamic	101
4.2.4.1.3. Ecuațiile G.S. pe canalul electromecanic, în regim dinamic	105
4.3. Considerații asupra modelelor matematice ale sistemului de reglare a excitației și a tensiunii (S&S și RAT)	106
4.3.1. Probleme generale	106
4.3.2. Structură, tipuri constructive, clasificări, caracteristici	107
4.3.3. Influența sistemelor K&S și RAT asupra proceselor tranzitorii	108
4.3.4. Scheme bloc de funcționare și reprezentări aproximative ale S&S și RAT	109
4.3.5. Analiza numerică a sistemelor K&S și RAT	117
4.3.5.1. Interpretarea rezultatelor analizei numerice a sistemelor K&S și RAT	117
4.4. Modelele matematice generale ale G.S. pentru analiza DTL	118
4.4.1. Modelul matematic al G.S. în regim tranzitoriu	119
4.4.2. Modelul matematic al G.S. în regimurile dinamice ale S&S	120
4.5. Concluzii	122

Cap.V. Considerarea consumatorilor electrici ca elemente active ale sistemului electroenergetic	123
5.1. Considerații generale privind sarcinile electrice	123
5.2. Analiza și sinteza consumatorilor	124
5.2.1. Analiza caracteristicilor statice de putere ale consumatorilor	125
5.2.1.1. Motorul asincron	125
5.2.1.2. Motorul sincron	126
5.2.1.3. Cuptoare și redresoare	126
5.2.1.4. Iluminat și consum casnic	127
5.2.1.5. Pierderi de putere în rețea	127
5.2.2. Sinteza consumatorilor	127
5.2.2.1. Structura consumatorului complex	127
5.2.2.2. Caracteristici statice ale consumatorului complex	128
5.3. Influența modului de reprezentare a consumatorilor asupra evoluției în timp a proceselor dinamice din SEB	131
5.3.1. Descrierea programului de calcul LOTASONI	131
5.3.2. Testarea modelelor matematice ale consumatorilor	132
5.3.3. Interpretarea rezultatelor analizei	134
5.4. Concluzii	135
Cap.VI. Analiza comportării dinamice pe intervale mari de timp a unui sistem de generatoare sincrone interconectate.	137
6.1. Considerații generale	137
6.2. Descrierea sistemului energetic al Combinatului Siderurgic Fesșița (SE-CSR)	139
6.2.1. Structura SA al CSR în etapa actuală	139
6.2.2. Perspective de extindere a SE-CSR și oportunitatea studiilor de insularizare	142
6.3. Stabilirea regimului staționar inițial de funcționare a SE-CSR -	143
6.3.1. Prelucrarea datelor inițiale	143
6.4. Programul de calcul SIMEDIS pentru simularea dinamicii pe termen scurt și mediu a unui sistem de G.S. interconectate	146
6.5. Teste de insularizare ale SE-CSR cu ajutorul programului SIMEDIS	150
6.5.1. Concluzii privind posibilitățile de insularizare ale "schemei roșii" din SE-CSR	155
6.6. Programul de calcul SIMEDIS pentru simularea dinamicii pe termen lung a unui sistem de G.S. interconectate	155
6.7. Simularea unor procese de insularizare în SE-CSR, pentru intervale lungi de timp	160
6.8. Concluzii	166
Cap.VII. Concluzii generale	168
A n e x e	172
B i b l i o g r a f i e	179

INTRODUCERE

Creșterea rapidă și continuă a consumului de energie în general și a energiei electrice în special, caracteristică importantă a tuturor țărilor dezvoltate sau în curs de dezvoltare impune mărirea capacităților de producere, transport și distribuție a energiei electrice, fapt ce determină creșterea gradului de complexitate a sistemelor de generatoare sincrone interconectate și a problemelor de siguranță în funcționare cu care acestea se confruntă. Planificarea, proiectarea, conducerea și utilizarea economică a sistemului electroenergetic (SEE) devin, în aceste condiții, activități foarte complexe, indisolubil legate de stabilitatea funcționării acestuia. Problema stabilității unui SEE primește în prezent noi dimensiuni spațio-temporale care impun reconsiderarea metodelor și mijloacelor de analiză, introducerea unor ipoteze și tehnici noi de calcul, renunțarea la metodele clasice, deja depășite, de cercetare a stabilității. Cunoașterea comportării dinamice a unui SEE, prin simulare pe calculatorul electronic, nu mai poate fi mulțumitoare pentru un interval de (2-3) secunde de la apariția unei perturbații. Constantelor de timp mici, corespunzătoare proceselor electromagnetice rapide din generatoarele sincrone li se opun constantele mari de timp ale instalațiilor primare termo- și hidromecanice din centralele electrice, fapt ce determină, într-o simulare corectă, extinderea scalei timpului de analiză, cu toate consecințele ce rezultă în planul modelizării matematice și al condițiilor de frontieră. Problema simulării comportării dinamice pe intervale mari de timp a sistemelor de generatoare sincrone interconectate are, pe lângă caracterul tehnico-științific de vîrf, și o importanță economică deosebită în proiectarea SEE sau a extinderilor unor SEE existente, în corelarea protecțiilor acestora și în planificarea unor strategii de refacere a SEE în urma unor avarii.

Tema prezentei teze de doctorat se înscrie în această problematică majoră prin contribuțiile teoretice și rezultatele concrete obținute, cu care ea are de reală aplicativitate practică. Concepută în 7 capitole, avînd un număr de 93 de figuri, 22 tabele, 7 programe de calcul și cuprînsînd 150 de titluri bibliografice, lucrarea se poate delimita în două părți distincte, dar strîns interdependente. Prima parte, formată din capitolele 1-5, tratează aspecte ale modelizării matematice utilizate în simularea dinamicii pe termen lung a sistemelor de generatoare sincrone interconectate, în vederea realizării unei metodologii generale de calcul. Partea a doua, reprezentată de capi-

tolul 6, cuprinde aplicarea concretă a soluțiilor teoretice obținute în prima parte la analiza proceselor dinamice de insularizare a unui sistem electroenergetic real și anume, sistemul electroenergetic aferent Combinatului Siderurgic Reșița. Capitolul 7 cuprinde concluziile generale ce se desprind din lucrare.

Capitolul 1 se referă, în primul rând, la problemele generale pe care le ridică o analiză pe termen lung a dinamicii unui sistem electroenergetic evidențiindu-se ipotezele noi de calcul și încadrarea în timp și spațiu a problemei propuse. Se precizează apoi oportunitatea studiului și se face o prezentare succintă a metodelor specifice de analiză cunoscute.

Capitolul 2 tratează problema modelizării matematice a instalațiilor primare ale centralelor termoe și hidroelectrice urmărindu-se posibilitățile de reprezentare cât mai fidelă, prin modele matematice adecvate a principalelor elemente componente termomecanice (cazan, turbină, reglaje aferente) și hidromecanice (bazin de acumulare, castel de echilibru, conducte, turbine, reglaje). S-au conceput algoritmi de simulare, programe de calcul și s-a analizat răspunsul în timp al instalațiilor primare la o perturbație de tip treaptă pe partea electrică a unui sistem electroenergetic.

Capitolul 3 analizează posibilitățile de reprezentare matematică a rețelei electrice și a principalelor sisteme de protecție prin relee, modul de calcul al frecvenței medii a sistemului și influența acestuia asupra parametrilor electrici ai elementelor de rețea.

Capitolul 4 este dedicat analizei comportării generatorului sincron și a elementelor sale de reglare în procese tranzitorii și dinamice. După o trecere în revistă a modelelor matematice cunoscute ale generatorului sincron se studiază influențele fenomenelor din miezul feromagnetic al acestuia asupra comportării sale dinamice și se face o analiză numerică a principalelor moduri de reprezentare a sistemelor sale de excitație și reglare a tensiunii în scopul determinării modelului general adecvat de SRAE și RAT. Se elaborează apoi modelul matematic al generatorului sincron prevăzut cu reglaje pentru comportarea tranzitorie lentă pe intervale mari de timp.

Capitolul 5 cuprinde analiza și sinteza consumatorilor complecși la nivelul sistemului electroenergetic. Se prezintă locul și rolul consumatorilor în dinamica pe termen lung a unui SEE, se face o grupare a consumatorilor pe 5 grupe de consum funcție de

nivelul de dezvoltare industrială și mărimea aglomerației urbane aferente și se scriu expresiile caracteristicilor statice de tensiune și frecvență pentru fiecare grupă în parte. Se analizează apoi, comparativ, prin simulare pe calculator, influențe asupra dinamicii generatoarelor sincrone a modului de reprezentare a consumatorilor, a celui "clasic" și a celui prin caracteristicile statice propuse.

Capitolul 6 conține partea aplicativă, practică a problemelor teoretice analizate anterior. În urma interconectării modelelor matematice elaborate pentru elementele sistemului electroenergetic de la instalațiile primare la consumator, se obține modelul matematic complex al acestuia, pentru care se construiesc algoritmi și programe de calcul pentru studii de dinamică pe termen mediu și pe termen lung. Cu ajutorul acestor programe se analizează, pentru diferite situații, comportarea dinamicii în procesul de insularizare pe un interval de timp de 2 minute a unei microzone prevăzută cu centrale electrice proprii din cadrul sistemului electroenergetic al Combinatului Siderurgic Reșița.

Capitolul 7 prezintă concluziile generale ale tezei de doctorat, sintetizează contribuțiile autorului și evidențiază direcțiile viitoare de cercetare.

Teza de doctorat a fost elaborată sub îndrumarea directă, permanentă, deosebit de generoasă și plină de înțelegere a tovarășului prof.dr.ing.Ioan Novac pentru care autorul nutrește sentimente de stimă deosebită și îi aduce și pe această cale, respectuoase mulțumiri.

Atmosfera de studiu, de profunde preocupări științifice și de emulație profesională creată și menținută în cadrul colectivului de muncă de tovarășul prof.dr.ing.Viorel Negru și tovarășul conf.dr.ing.Alexandru Vasilevici, fostul și actualul șef al Catedrei de electroenergetică a contribuit hotărâtor la formarea și orientarea profesională a autorului și a permis elaborarea în bune condițiuni a prezentei lucrări. Pentru aceasta autorul le aduce călduroase mulțumiri. De asemenea, autorul este deosebit de recunoscător prețioaselor sugestii și observațiilor utile și competente făcute pe parcursul elaborării tezei de către tovarășul prof.dr.ing.Iuliu Heinrich și tovarășul conf.dr.ing.Mircea Nemeș.

Autorul își manifestă gratitudinea și pentru permanenta și fructuoasă colaborare cu colegii și prietenii din cadrul colectivului de Rețele și Sisteme electroenergetice: ș.l.dr.ing.Adrian Buta,

ș.l.dr.ing.Stefan Kilyeni, ș.l.dr.ing.Bucur Lăstrea, ș.l.dr.ing. Corneliu Velicescu și asist.ing.Mihai Moga. În același context trebuie subliniată rodnică colaborare cu colectivul Secției Energetice de la Combinatul Siderurgic Reșița și deosebita sollicitudine a tovarășului director ing.Nicolae Măran. Mulțumirile se adresează și tovarășului conf.dr.ing.Bărglăsan Mircea și tovarășului ș.l.dr.ing. Mircea Tămaș de la Catedra de mașini hidraulice a Institutului Politehnic "Traian Vuia" Timișoara pentru interesantele discuții purtate în jurul unor probleme de modelizare și bibliografia pusă la dispoziție.

Autorul aduce deasemenea mulțumiri colegilor de la Centrul de calcul electronic al Institutului Politehnic "Traian Vuia" Timișoara pentru deosebita înțelegere și întregul sprijin acordat permanent la rularea programelor de calcul, tuturor colegilor de catedră, tuturor celor care într-un mod sau altul au sprijinit realizarea acestei lucrări.

Cap. ASPECTE NOI PRIVIND FUNCȚIONAREA STABILĂ
A GENERATOARELOR SINCRONE INTERCONECTATE

1.1. Evoluția conceptului de stabilitate cu dezvoltarea
sistemelor electroenergetice. Stabilitatea procese-
lor dinamice de lungă durată

Extinderea sistemelor electroenergetice (SEE), creșterea puterilor și distanțelor de transport, introducerea reglajelor perfecționate au creat aspecte calitativ noi ale problemei de stabilitate, care au condus la modificări în concepția și modul de abordare a acestei probleme /45/, /58/, /101/. În acest sens, Raportul 334 al CIGRE elaborat de comitetul 32 în anul 1966 și reluat și suplimentat în august 1976, propune terminologia și redefineste principalele fenomene legate de funcționarea generatoarelor sincrone interconectate /140/, /141/. Conform acestei concepții se utilizează mai mulți termeni pentru definirea diverselor condiții de stabilitate, termenii clasici de „stabilitate statică” și „stabilitate dinamică” suferind transformări de conținut, cu scopul de a permite o mai bună precizare a condițiilor de manifestare a fenomenelor.

Creșterea gradului de complexitate a SEE a accentuat problema „stărilor critice” ale acestora /37/. S-a constatat că sincronismul se poate pierde și la câteva minute după apariția unei perturbații /37/, /140/, /142/. În acest caz, fenomenele sînt mult mai complexe și se referă la fluctuații lente ale puterii pe liniile de interconexiune dintre regiuni mai întinse, care conduc la micșorarea frecvenței și la pierderea sincronismului între aceste regiuni. Aceste fenomene pot să apară datorită elabelor performanțe ale reglajului frecvență-putere de schimb și a răspunsului necorespunzător al elementelor de reglare și control cu acțiune lentă, cum ar fi cele pentru cazane, vane de admisie, pompe de alimentare, etc. În acest sens, se vorbește despre stabilitatea dinamică pe termen lung (DTL) a SEE sau de stabilitatea fenomenelor lente.

Referindu-se la dinamica pe termen lung, Raportul 334 al Comitetului 32 al CIGRE, din august 1976 precizează la capi-

telul XIII că: "... în opoziție cu stabilitatea mișcării relative a rotoarelor mașinilor sincrone, considerată implicit în definițiile precedente (ale stabilității, n.o.), stabilitatea fenomenelor lente conține comportarea de ansamblu a sistemului și, mai precis, a frecvenței sale medii. Instabilitatea corespunzătoare se va datora în general performanțelor scăzute ale reglajelor lente sau unui dezechilibru al bilanțului global de energie (datorat, spre exemplu, lipsei de rezervă turnantă sau funcționării protecțiilor" /140/.

Dinamica pe termen lung se referă la sisteme electro-energetice extinse. Aici, un incident inițial poate fi cauza unor noi evenimente egalonate pe un interval de timp relativ mare, de ordinul minutelor /37/, /38/, /96/, /142/, evenimente care conduc în final la insularizarea ale sistemului, "insulele" continuându-și independent evoluția dinamică cu posibilitatea de apariție a dezechilibrului între puterile generate și cele consumate în interiorul "insulelor" /37/, /38/, /119/, /142/. Se poate ajunge astfel la o desorganizare totală a SEE cu grave repercusiuni asupra activității economico-sociale și cu pagube foarte mari.

În studiul dinamicii pe termen lung trebuie luate în considerare, în afara proceselor transitorii electromagnetice, care sînt procese rapide și se amortizează practic după 2-3 secunde și procesele transitorii lente de natură mecanică, termică și hidraulică, care au constante de timp mult mai mari, de ordinul minutelor /37/, /38/, /48/, /96/, /105/, /142/. De aceea și scala timpului de analiză a stărilor SEE va trebui extinsă pe o perioadă cuprinsă între o secundă și cca 20 de minute. În funcție de extinderea scalei timpului de analiză problema stabilității de lungă durată a unui SEE poate îmbrăca următoarele forme: dinamica pe termen scurt (DTS) care analizează evoluția dinamică a SEE între 0-10 secunde, referindu-se în special la studiul poziției relative a rotoarelor mașinilor sincrone, dinamica pe termen mediu (DTM) care urmărește evoluția dinamică a SEE pe un interval cuprins între 10 secunde și 1 minut, evidențiind atât efectele dezechilibrului puterilor active și reactive asupra stării SEE, cât și condițiile de menținere a funcționării sincrone a generatoarelor și dinamica pe termen lung (DTL) la care analize dinamicii SEE se face pentru o peri-

oadă de timp cuprinsă între 1 minut și 20 de minute, urmărindu-se în mod special acțiunile perturbatoare care urmează unui "eveniment inițial" și care conduc la dezechilibre interzonale în balanța puterilor și variații în limite largi ale frecvenței și tensiunii, cu implicații asupra parametrilor instalațiilor componente ale SEN /48/, /142/. Desigur, fiecare dintre "dinamicile" precizate mai sus diferă în esență, prin nature acțiunilor perturbatoare, prin structura sistemului fizic luat în considerare și prin ipotezele care stau la baza elaborării modelului matematic al SEN /55/, /120/.

Problema stabilității generatoarelor sincrone interconectate în procese dinamice de lungă durată este o problemă de vîrf, foarte complexă, iar avantajul soluționării ei în scopul cunoașterii fenomenelor și a evoluției lor (a posibilităților de a le prevedea și preîntîmpina) este evident. Este vorba în acest caz de fenomene noi a căror cunoaștere impune întocmirea unor programe de simulare cu un înalt grad de libertate a diferitelor ipoteze. Apare deci, necesitatea întocmirii unor "scenarii" ale evenimentelor /37/, /38/, /96/, /121/, /142/ și enunțării unor ipoteze noi /48/, /55/, în vederea elaborării algoritmului de calcul.

1.2. Oportunitatea studiului stabilității generatoarelor sincrone interconectate în procese dinamice de lungă durată

Directivalele Congresului al XIII-lea al Partidului Comunist Român cu privire la dezvoltarea economico-socială a României în cinciinalul 1986-1990 și orientările de perspectivă pînă în anul 2000 prevăd sarcini precise legate de continuă dezvoltare a bazei energetice a țării noastre, de gospodărirea cu maximum de eficiență a întregului potențial energetic de care dispunem și de elaborarea de soluții pentru funcționarea optimă a sistemului electroenergetic național (SEN), de diminuare a consumurilor proprii tehnologice în centrale și a pierderilor în rețelele de transport /143/.

În acest context, problema funcționării stabile a SEN în ansamblu, cît și a tuturor subsistemelor sale componente, reprezintă o problemă de importanță deosebită, cu adînci implicații economice și sociale. Găsirea soluțiilor de funcționare op-

timă a S_{EN}, stabilirea măsurilor de prevedere și de preîntîmpinare a avariilor, de mărire a siguranței în funcționare a acestuia constituie pentru energeticieni o îndatorire patriotică. Ori cunoașterea acestor măsuri nu este decît consecința firească a extinderii problemei de analiză a S_{EN} atît după coordonatele sale spațiale, cît și în timp. A privi problema stabilității S_{EN} după o astfel de concepție nouă, modernă, este necesar datorită creșterii complexității S_{EN}, a nivelului general de tensiune a acestuia și a interconexiunii cu S_{ES} vecine /37/, /39/, /105/. De aceea, autorul consideră că întocmirea unui studiu privind stabilitatea de lungă durată, de realizare a unor modele matematice adecvate pentru elementele de sistem și de punere la dispoziția energeticienilor a unui program de simulare corespunzător, aplicabil în mod simplu și facil la S_{EN} constituie instrumente utile în cercetare, dar mai ales în exploatarea optimă a sistemului energetic național.

1.3. Incadrarea în timp și amplasarea în spațiu a dinamicii pe termen lung a S_{ES}

Privite în corelație cu desfășurarea altor fenomene din cadrul unui S_{EN}, fenomenele dinamicii de lungă durată depășesc mult în timp pe cele dinamice înțelese în sens clasic (figura 1.1). Ele cuprind fenomenele lente legate de oscilațiile puterii de schimb pe liniile de interconexiune și o parte din timpul corespunzător variațiilor zilnice ale sarcinii /121/.

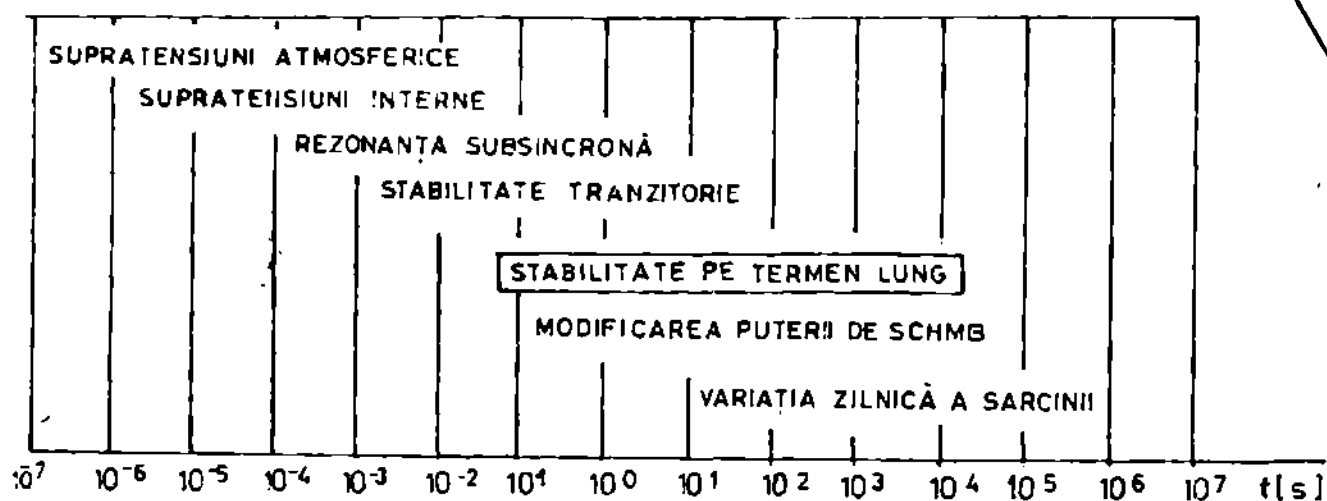


Fig.1.1. Incadrarea în timp a diferitelor fenomene din S_{EN}

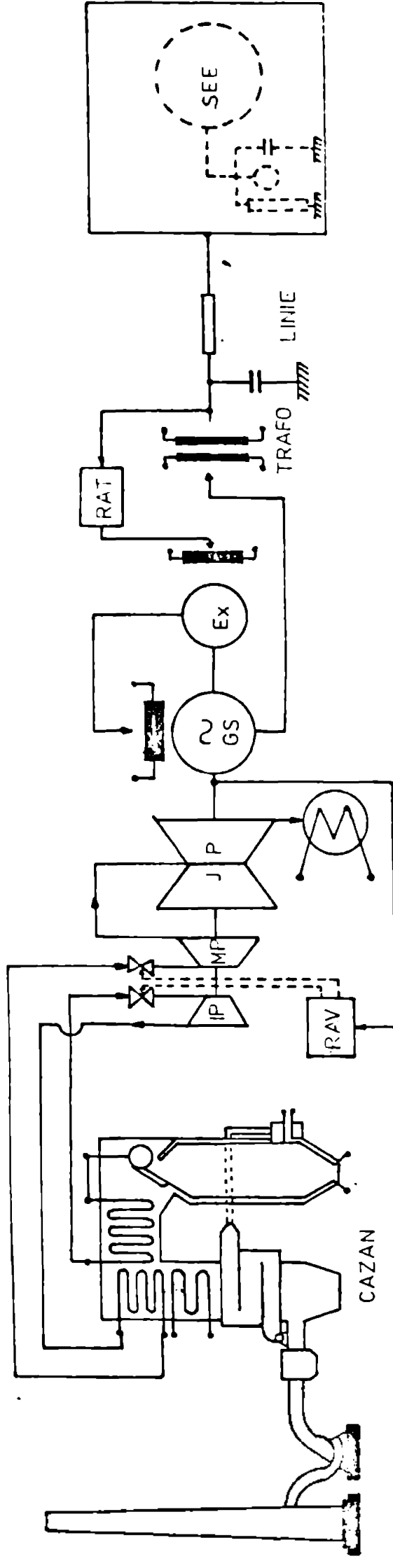


Fig. 2.1 Principalele elemente componente ale unei centrale termoelectrice racordată la SEE

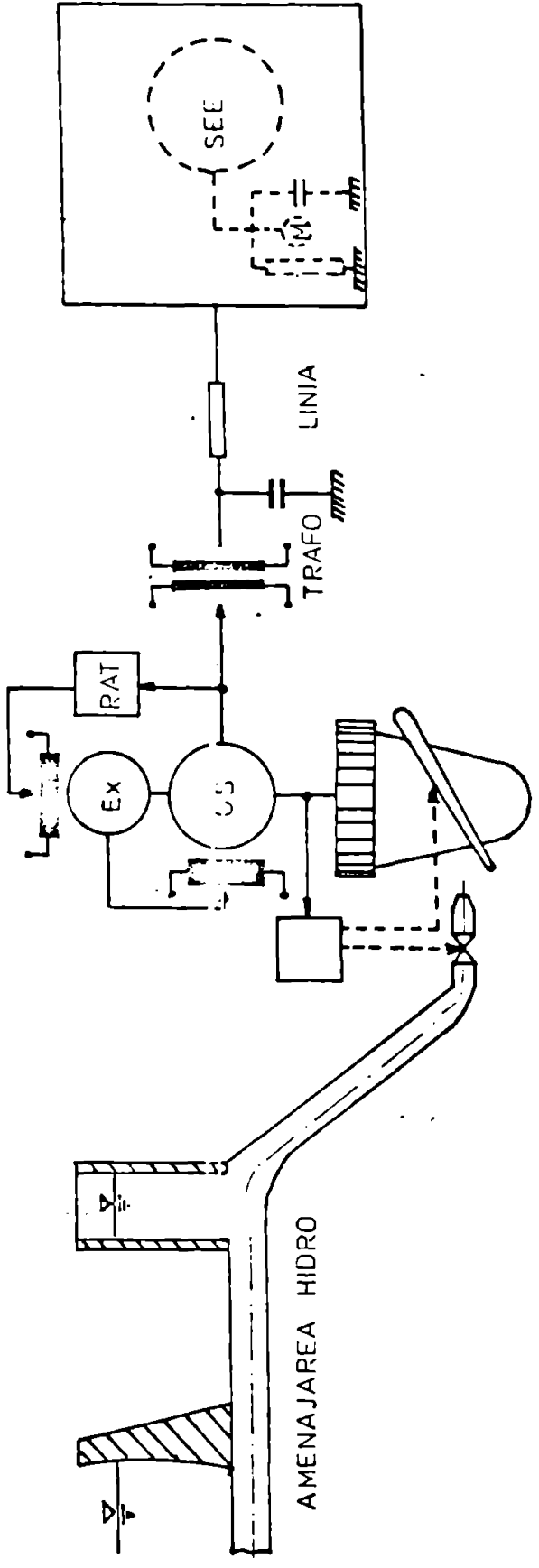


Fig. 1.3 Elementele componente de bază ale unei centrale hidroelectrice racordată la SEE

Rezultă că în studiul evoluției S&E în procese dinamice pe termen lung trebuie luate în considerare un număr cât mai mare de variante pentru reprezentarea consumatorilor cu scopul de a acoperi cât mai bine gama de fenomene posibile /122/.

Distribuția spațială a problemei dinamice pe termen lung se referă la faptul că în astfel de studii algoritmul de calcul diferă de cel utilizat la analiza stabilității tranzitorii și chiar a celei dinamice, deoarece apar o serie de condiții suplimentare prin mărirea numărului de elemente ale sistemului a căror modele trebuie luate în considerare la simulare. În figurile 1.2 și 1.3 s-au reprezentat porțiuni în detaliu ale unui S&E care cuprind principalele elemente care vor trebui modelate în vederea analizei dinamice pe termen lung.

Deși într-o astfel de analiză ipotezele de calcul și condițiile inițiale se schimbă, iar modelarea elementelor de sistem se extinde spațial, tehnica de calcul "pas cu pas" rămâne un instrument util de studiu. Pentru utilizarea acestei tehnici se impune modelarea matematică a fiecărui element al S&E și interconectarea modelelor matematice avându-se în vedere locul fiecărui element și legăturile sale cu celelalte elemente atât pe linia amonte-aval, a fluxului energetic, cât și pe linia izoenergetică.

1.4. Metode și modele pentru analiza stabilității generatoarelor sincrone interconectate în procese dinamice de lungă durată

1.4.1. Considerații generale privind metodele de analiză și de modelare a stabilității sistemelor de generatoare sincrone-interconectate

Sistemul de generatoare sincrone interconectate, cunoscut mai ales sub numele de sistem electroenergetic (SEE), apare ca o structură în continuă evoluție și modificare și care prezintă tot mai evident caracteristicile unui sistem de tip cibernetic /40/, /134/, /142/. Proiectarea și conducerea unei astfel de structuri este condiționată de posibilitatea reprezentării cât mai adecvate a realității prin modele mai simple, dar suficient de precise pentru ca pe baza lor să se prevadă și să se expli-

ce fenomenele cu un anumit grad de exactitate /98/.

Investigarea stabilității unui SSB impune utilizarea unor metode de analiză care să permită alegerea unui model suficient de exact, dar în același timp, cât mai ușor de interpretat. Pe baza studiului bibliografic, autorul a prezentat în /121/, pag. 65-69, în detaliu principalele metode de analiză. Acestea împreună cu mijloacele corespunzătoare utilizate pot fi reprezentate sintetic conform figurii 1.4.

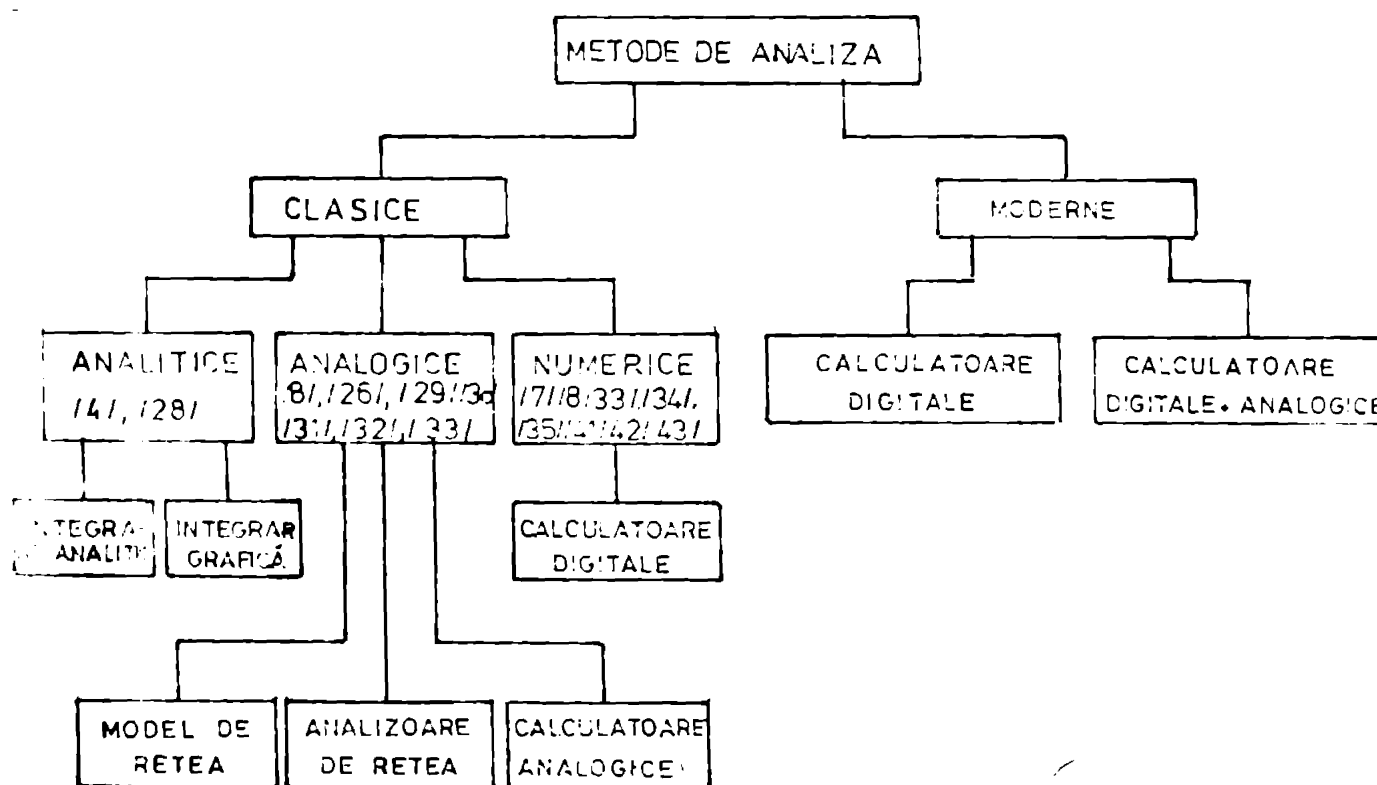


Fig.1.4. Structura metodelor de analiză a stabilității unui SSB

1.4.2. Metode de analiză specifice comportării dinamice de lungă durată a unui SSB

Cercetările în domeniul sistemelor mari, interconectate, au arătat că simularea dinamicii pe termen lung este de mare utilitate în planificarea și dezvoltarea unor strategii eficiente de refacere a SSB în urma unor avarii /22/, /39/, /142/.

Aceste studii extinse reclamă luarea în considerare a unor ipoteze noi, modificarea condițiilor de frontieră, represen-

terea unor elemente și subsisteme noi, pentru realizarea unui model cât mai complet și mai fidel al S&E, /37/, /142/. Apar, deci, condiții de modelare diferite pentru procesele care au loc în regimurile tranzitorii și pentru cele din timpul perioadelor dinamice. În această situație, tehnicile actuale de modelare sînt canalizate pe două direcții diferite, și anume: utilizarea tehnicilor numerice cu algoritmi diferiți pentru procesele tranzitorii și dinamice /22/, /38/, /43/ și utilizarea tehnicilor hibride de simulare (analogic-numerice) /96/, /142/.

Datorită dimensiunilor mari ale sistemului de ecuații diferențiale și algebrice care trebuie rezolvate simultan la fiecare pas al simulării, tehnicile numerice actuale urmăresc în primul rînd reducerea timpului de calcul și a memoriei alocate calculatorului. Acest lucru se poate face fie prin reducerea prealabilă a dimensiunilor S&E studiat, păstrînd cît mai complete numai zonele în care mărimile suferă variații mari, cu influență esențială asupra desfășurării procesului dinamic /24/, /38/, /125/, fie utilizînd tehnici numerice care conțin doi algoritmi diferiți: unul pentru stabilitatea tranzitorie și altul pentru stabilitatea dinamică /22/. Desigur că este posibil și un mixaj al celor două metode.

Utilizarea tehnicilor hibride presupune conceperea, proiectarea și executarea unor simulatoare digital/analogice capabile să analizeze comportarea dinamică a unui sistem cu un număr dat de noduri /96/, /142/. În mod obișnuit se simulează analogic următoarele cinci elemente de bază ale S&E: generatoarele sincrone, transformatoarele, liniile electrice, cuplele și consumatorii. Instalațiile primare, automatizările aferente, controlul automat centralizat sînt simulate numeric datorită în primul rînd, constantelor mari de timp care le caracterizează.

O simulare hibridă permite viteze de calcul foarte mari (la frecvențe de lucru mult mai ridicate decît cea a rețelei /22/) și obținerea soluției într-un timp foarte scurt. Dar soluția este calitativă și pentru a avea rezultate cît mai exacte este necesară compararea ei cu soluția obținută pe calculatorul numeric /96/. La aceasta se mai adaugă, desigur și costul ridicat al instalațiilor.

De aceea, se poate spune, din experiența acumulată în domeniul elect-energeticii, că pentru rezolvarea complicate-
lor probleme care apar în SSB moderne, cât și pentru proiecta-
rea acestora, metoda cea mai eficientă și universal valabilă
este modelarea matematică a SSB și utilizarea tehnicilor nume-
rice de rezolvare a acestuia.

1.4.3. Modelarea matematică a SSB

Modelul matematic se poate defini /134/ ca fiind repre-
zentarea sau descrierea sistemului examinat prin intermediul
unui limbaj formal care, punând în evidență datele și relațiile
dintre variabilele problemei, permite studiul comportării sis-
temului aplicând proceduri formale, corespunzătoare reprezenta-
rii sau descrierii sale. Deoarece exprimarea matematică nu poa-
te fi atotcuprinzătoare și în mod ideal exactă, modelul matema-
tic nu descrie sisteme reale, ci sisteme simplificate, care nu
pot fi decât "copii cât mai exacte" a ansamblului de obiecte
fizice și fenomene existente obiectiv.

O astfel de interpretare conduce la noțiunea de cauzali-
tate /98/. Unele mărimi sînt cauzele fenomenelor, iar altele
sînt efecte ale acestor fenomene. Înlanțuirea internă de cauze
și efecte se mărginește la extremitățile sistemului cu grupe de
mărimi "cauze" și mărimi "efecte" care realizează interfața
sistem/mediu exterior.

Variabilele care reprezintă mărimile "cauze" sînt varia-
bile de intrare, iar cele care reprezintă mărimile "efecte"
sînt variabile de ieșire. Tuturor variabilelor li se pot ataga
funcții în raport cu timpul. Funcțiile în timp asociate variabi-
lilor de intrare sînt complet independente, pe cînd cele asocia-
te variabilelor de ieșire sînt dependente atît de variabilele
de intrare cît și de structura sistemului.

În general structura unui SSB este neliniară, dar negli-
jînd influența unor fenomene (histeresis, corona, etc.), mode-
lul structurii se poate liniariza.

Presupunînd frecvența constantă, la marginile SSB se dis-
ting următoarele mărimi :

a) Mărimi de intrare: puterile activă (P_c) și reactivă
(Q_c) ale consumatorilor și tensiunile la bornele acestora în mo-

dul (U_c) și fază (δ_c) :

b) Mărimi de ieșire: puterile active (P_g) și reactive (Q_g) debitate de generatoare și tensiunile la bornele acestora în modul (U_g) și fază (δ_g) sau tensiunile electromotoare interne în modul (E_g) și fază (δ_{eg}), fazele măsurându-se față de o origine de referință.

Dacă se notează variabilele asociate mărimilor de intrare cu:

$$X = (P_c, Q_c, U_c, \delta_c) \quad (1.1)$$

și variabilele asociate mărimilor de ieșire cu:

$$Y = (P_g, Q_g, U_g, \delta_g, E_g, \delta_{eg}) \quad (1.2)$$

și pentru că sistemul este un model al realității obiective, timpul se asociază implicit acestor variabile și avem:

$$X(t) = [P_c(t), Q_c(t), U_c(t), \delta_c(t)] \quad (1.3)$$

$$Y(t) = [P_g(t), Q_g(t), U_g(t), \delta_g(t), E_g(t), \delta_{eg}(t)] \quad (1.4)$$

Scrind acum dependența variabilelor de ieșire de variabilele de intrare și de structura (S) a sistemului se obține:

$$Y(t) = Y[X(t), S] \quad (1.5)$$

relație care exprimă în limbaj matematic scopul analizei unui SEE și anume: în funcție de cerințele consumatorilor, cu ajutorul structurii S , trebuie asigurate la generatoare mărimile de ieșire rezultate din relația (1.5).

Modelarea matematică presupune, deci, scrierea ecuațiilor care reprezintă relațiile funcționale dintre mărimile de intrare și de ieșire, atât pe fiecare element, cât și pe ansamblul SEE. Caracteristicile structurii acestuia vor fi reprezentate implicit prin coeficienții care apar în ecuații.

În studiile de DTL ale SEE, datorită condițiilor noi care se impun, modelarea matematică trebuie extinsă de la consumatori până la instalațiile primare ale centralilor.

Cap. II. MODELE MATEMATICE PENTRU INSTALAȚIILE PRIMARE ALE CENTRALELOR ELECTRICE

2.1. Modelizarea matematică a instalațiilor primare ale unei centrale termoelectrice

În DTL, datorită extinderii scării timpului de analiză, procesele lente de tip termomecanic își vor face simțită prezența și vor influența comportarea de ansamblu a S&B și, în particular, a generatoarelor sincrone. De aceea se impune cunoașterea funcționării și modelizarea matematică cât mai exactă a instalațiilor primare ale centralelor electrice.

2.1.1. Modelizarea matematică a cazanului de abur

La modelizarea matematică a cazanului de abur trebuie avute în vedere două aspecte: pe de-o parte realizarea modelului matematic al cazanului propriu-zis, care reprezintă din punct de vedere automat un element de stocare, ce introduce o întârziere substanțială a semnalului de ieșire, pe de altă parte determinarea modelului matematic al sistemului de reglare a cazanului, care constituie, din punct de vedere automat, un lanț de elemente proporțional integratoare și proporțional-derivativ cu întârzieri și limitări multiple.

Cazanele utilizate în centralele termoelectrice sînt cazane cu tambur și cazane cu străbateră forțată. /43/, /129/, /142/. La cazanele cu tambur, dinamica este dominată de combustibil și de aer, iar la cele cu străbateră forțată, apa de alimentare are efect dominant asupra principalului parametru care se modifică în limite largi și care poate influența puterea turbinei aferente, și anume, presiunea aburului viu /10/, /142/. La aceste din urmă cazane, deși există particularități constructive și funcționale față de primele, instalația de reglare trebuie să îndeplinească, în ultimă instanță, aceleași condiții comune /10/.

Agregatul de cazan, ca obiect reglat avînd ca mărime de ieșire presiunea, se poate considera ca fiind format din două elemente legate în serie: focarul și generatorul de abur (figura 2.1). La cazanele fără buncăr de praf mai apare și un al treilea element, moara (figura 2.2).

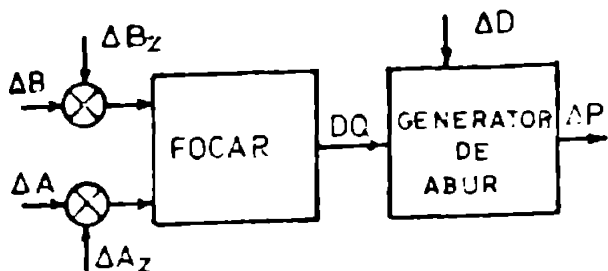


Fig. 2.1. Cazanul de abur ca obiect reglat

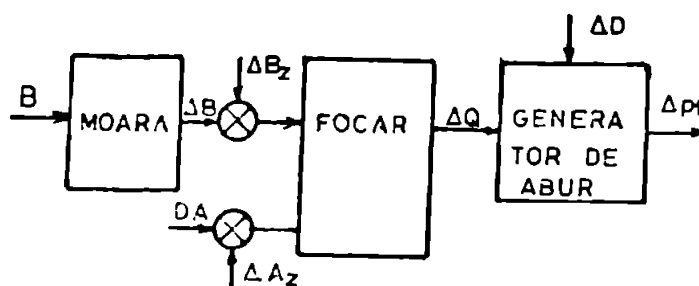


Fig. 2.2. Cazanul de abur fără buncăr de praf

Mărimea reglată, presiunea, se modifică prin modificarea cantității de căldură ΔQ produsă în focar, ca urmare a modificării debitelor de combustibil ΔB și de aer, ΔA la intrarea în focar. Principalele perturbații care acționează asupra presiunii aburului sînt variația debitului cerut de consumator, ΔD , care intervine ca o perturbație externă și variația debitului de combustibil, ΔB_g , care intervine ca o perturbație internă. Variația debitului de aer, ΔA_g , deși are calitativ efect asemănător cu ΔB_g , cantitativ însă are un efect mult mai mic asupra presiunii aburului deoarece excesul de aer în focar duce la creșterea pierderilor de căldură prin gazele evacuate, iar reducerea sa excesivă determină creșterea pierderilor prin ardere chimică incompletă.

Presiunea aburului, p_t , (în tambur la cazanele cu tambur, respectiv la ventilul de admisie, la cazanele cu străbătore forțată) rămîne constantă dacă nu se dezechilibrează bilanțul termic și masic. Dacă se consideră satisfăcut echilibrul masic dintre debitul apei de alimentare și cel al aburului, procesul de variație a presiunii este descris cu aproximație prin ecuația diferențială /9/, /12/, /13/ :

$$T_a \frac{dp_t}{dt} = D_q - D \quad (2.1)$$

unde D_q - sarcina termică a cazanului, D - sarcina de abur, T_a /kg/at/ - constanta de acumulare. Cu ajutorul lui T_a se poate calcula constanta de timp de inerție a cazanului prin:

$$T_p = T_a \frac{P_{t, \max}}{D_{\max}} \quad (2.2)$$

Pentru cazanele moderne $T_p = (125-300)$ secunde.

Dacă se lucrează în unități relative raportate la mărimile nominale ale cazanului, sarcina de abur D devine $d = p_{tr}$ și din relațiile (2.1) și (2.2) se poate scrie :

$$T_p \frac{dp_{tr}}{dt} = d_q - \dot{m}_t - p_{tr} \quad (2.3)$$

unde d_q reprezintă sarcina termică a cazanului, în unități relative, iar \dot{m}_t debitul de abur, în unități relative. Relația (2.3) permite reprezentarea generatorului de abur printr-o funcție de transfer cu întârziere de ordinul întâi, dacă se introduce operatorul operațional $s = \frac{d}{dt}$, adică

$$H_c = \frac{1}{1 + T_p s} \quad (2.4)$$

Modelul matematic al cazanului, descris de funcția de transfer (2.4), are ca mărime de intrare (figura 2.3) suma al-

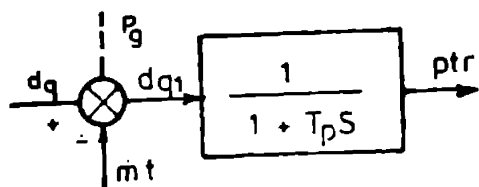


Fig.2.3. Model matematic al cazanului de abur

gebrică a semnelor sarcinii și a debitului de abur, \dot{m}_t (dacă nu există un sistem coordonator de reglare termomecanică) sau suma algebrică dintre semnalul sarcinii și semnalul sarcinii consemn a generatorului sincron în cazul existenței unui sistem coordo-

nator de reglare termomecanică. Mărimea de ieșire a reprezintă presiunea la ventil, p_{tr} . Acest model matematic, propus de autor, are avantajul unei reprezentări simple, accesibile a cazanului, dar presupune o reprezentare mai detaliată a sistemului său de reglare. El aproximează totuși, suficient de bine din punct de vedere calitativ și printr-o bună apreciere a constantei de timp de inerție, T_p și din punct de vedere cantitativ, comportarea dinamică a oricărui tip de cazan, mai precis a oricărui tip de generator de abur.

În ce privește focarul, influența acestuia asupra comportării dinamice a cazanului depinde de metoda de ardere a combustibilului și de construcția focarului. Căldura degajată în focar este determinată de sistemul de reglare a procesului de ardere

care conține un sistem de alimentare cu combustibil și un regulator de combustibil. Regulatorul de combustibil reacționează la debitul și presiunea aburului și la alți parametri în funcție de construcție și emite un impuls de modificare a debitului de combustibil. După emiterea impulsului, după un anumit interval de timp determinat de temporizarea din sistemul de alimentare cu combustibil, începe modificarea sarcinii termice, D_q . În cazul cazanelor cu tambur, procesul de modificare a sarcinii termice poate fi descris / 9 / de ecuația diferențială:

$$T_c \frac{dD_q}{dt} + D_q = \mu_B e^{-\frac{t}{T_p}} \quad (2.5)$$

în care $T_p = (20-25)$ sec. este constanta de timp a focarului, $T_c = (6-60)$ sec. este constanta de timp a transportului de combustibil ce depinde de tipul reglării și de tipul combustibilului utilizat, iar μ_B este poziția organului de reglare a alimentării cu combustibil.

La cazanele cu străbateră forțată, deoarece dinamica cazanului este determinată de calea rapidă apă/abur, influența generatorului de abur este mult diminuată față de întârzierea pe care o introduc pompele de alimentare, care se poate reprezenta prin funcția de transfer:

$$H_p = \frac{1}{1 + Ms} \quad (2.6)$$

unde $M = (20-25)$ sec. reprezintă constanta de timp a pompelor de alimentare.

În studiile devenite "clasice" ale DFL se utilizează diferite modele pentru cazanul cu abur (partea de generator de abur), toate însă evidențiind caracterul de element cu întârziere al acestuia. Astfel în /43/ și /142/ cazanul este reprezentat printr-un element de stocare de capacitanță C_D și o cădere de presiune în supraîncălzitor, descrisă de un coeficient de fricțiune, K_{SM} proporțional cu patratul debitului de abur (figura 2.4). La intrare se aplică semnalul de comandă al sarcinii și debitul de abur și la ieșire se obține presiunea la ventil. Capacitanța C_D și coeficientul de fricțiune K_{SM} pot lua următoarele valori funcție de tipul de combustibil și de puterea generatorului aferent, astfel:

TABELUL 2.1

Coeficient	< 300 MW			> 300 MW		
	Păcură și gaz	Cărbune		Păcură și gaz	Cărbune	
		inferior	superior		inferior	superior
C_D	125	125	125	200	200	200
K_{SH}	0,08	0,08	0,08	0,08	0,08	0,08

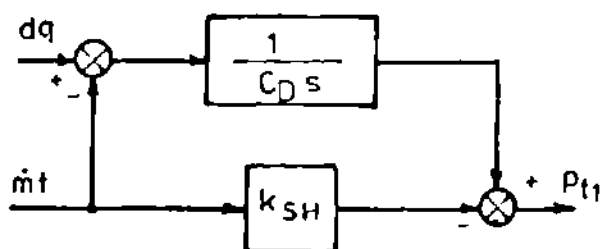


Fig.2.4. Modelul cazanului cu două intrări și o ieșire

Acest model este simplu și ușor de mînuit, dar așa cum se va vedea în continuare, răspunsul la semnal treaptă al mărimii de ieșire este practic liniar crescător, fapt ce presupune o instabilitate accentuată a modelului. De asemenea modelul nu reproduce fidel procesele dinamice din cazan.

Din punct de vedere al fidelității și preciziei în literatura de specialitate s-au impus trei modele ale cazanului /55/ și anume: modelul Laubli-Fenton, modelul Frensch-Klefanz și modelul ISSB. Toate cele trei modele demonstrează în esență aceeași comportare dinamică a cazanului, cu condiția ca parametrii fiecărui model să fie aleși corespunzător. Cele trei modele pot fi aranjate în forma generală din figura 2.5, adică avînd două intrări și două ieșiri. O trăsătură particulară o are modelul Laubli-Fenton care este un model liniar și invariant în timp. Pe baza lui s-a obținut /138/ un nou algoritm, testat experimental și un nou model matematic cuprinzînd un sistem liniar de ecuații de ordinul 4, cu 8 parametri necunoscuți, care se determină prin identificări pentru fiecare tip de cazan. În figura 2.6 este prezentată schema bloc a modelului Laubli-Fenton.

Modelul descris este complex și este validat experimental, dar are dezavantajul că presupune cunoscuți cei 8 parametri care, pentru fiecare cazan în parte trebuie determinați prin identificare. Ori acest lucru este deosebit de dificil și practic imposibil dacă analiza DTL vizează probleme de proiectare. În această situație este mai convenabil să se utilizeze un model mai

simpliciu la care, în sfârșit, forma răspunsului în timp la același semnal de intrare să aibă o caracteristică asemănătoare modelului Leubli-Fenton.

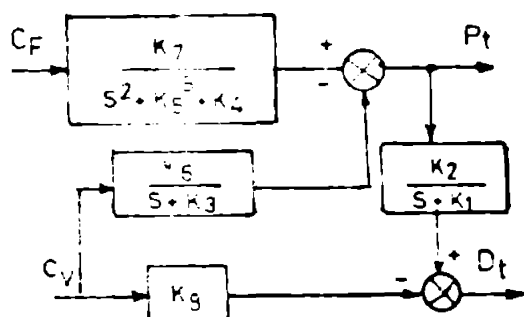


Fig.2.5. Schema de principiu a modelului de cazan cu două intrări și două ieșiri

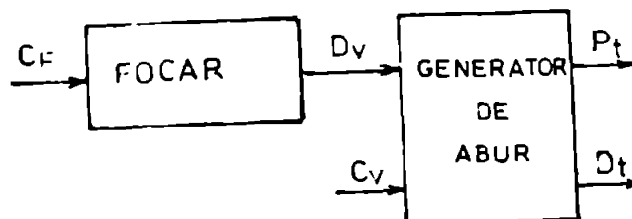


Fig.2.6. Schema bloc a modelului Leubli-Fenton

Pentru a putea compara între ele formele răspunsului în timp a diferitelor modele de cazan de abur, autorul a conceput algoritmul și programul de calcul FASTAN, scris în limbaj FORTRAN IV pentru calculatorul FBILIX C-512 cu ajutorul căruia a studiat răspunsul în timp la același semnal treaptă al celor trei modele de cazan descrise mai sus, astfel:

a) modelul nr.1 de cazan are funcția de transfer de forma:

$$H_1(s) = \frac{1}{1 + T_p S}$$

care pentru un semnal treaptă de intrare de forma $U(s) = \frac{K}{s}$, are răspunsul indicial :

$$Y(t) = K(1 - e^{-\frac{t}{T_p}}) \quad (2.7)$$

Introducînd expresia (2.7) în programul FASTAN pentru $K = 0.1$ și două valori extreme ale timpului de inerție, $T_p = 125.5$ și $T_p = 300$ s s-au obținut curbele 1 și respectiv 2 din figura 2.8, pentru o evoluție dinamică de 60 secunde, cu pasul de incrementare a timpului de $\Delta t = 1$ secundă.

b) modelul nr.2 de cazan descris în figura 2.4 are două intrări și o ieșire și lui îi corespunde matricea de transfer de forma :

$$\underline{H}(s) = \begin{bmatrix} H_{11}(s) & H_{12}(s) \end{bmatrix} \quad (2.8)$$

$$\text{în care } H_{11}(s) = \frac{1}{C_L S} \text{ și } H_{12}(s) = - \left(\frac{1}{C_D S} + K_f \right) \quad (2.9)$$

Relația matricială $Y(s) = H(s) \cdot U(s)$ între mărimea de ieșire și mărimile de intrare se poate scrie explicit sub forma

$$\boxed{P_t(s)} = \begin{bmatrix} \frac{1}{C_D s} & - \left(\frac{1}{C_D s} + K_{SH} \right) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} G_F(s) \\ G_V(s) \end{bmatrix} \quad (2.10)$$

de unde rezultă :

$$P_t(s) = \frac{1}{C_D s} \cdot G_F(s) - \left(\frac{1}{C_D s} + K_{SH} \right) \cdot G_V(s) \quad (2.11)$$

sau, pentru semnale treaptă ale mărimilor de intrare :

$$P_t(s) = \frac{1}{C_D s} \cdot \frac{K_1}{s} - \left(\frac{1}{C_D s} + K_{SH} \right) \frac{K_2}{s} \quad (2.12)$$

care se mai poate scrie :

$$P_t(s) = \frac{K_1 - K_2}{C_D} \cdot \frac{1}{s^2} - \frac{K_2 K_{SH}}{s} \quad (2.13)$$

Răspunsul în timp corespunzător relației operaționale (2.13) este :

$$P_t(t) = \frac{K_1 - K_2}{C_D} \cdot t - K_2 K_{SH} \quad (2.14)$$

Introducând relația (2.14) în programul RASTRAN, pentru $K_1 = 0,2$ și $K_2 = 0,1$ și cu $C_D = 125$ și $K_{SH} = 0,08$ s-a obținut curba 3 din figura 2.8.

e) modelul nr.3 de casan descria în figura 2.6 are două intrări și două ieșiri și pentru scrierea matricii de transfer se impune transformarea schemei bloc din figura 2.6 în schema bloc echivalentă din figura 2.7.

În figura 2.7, funcțiile de transfer s-au notat astfel:

$$H_1(s) = \frac{K_7}{s^2 + K_5 s + K_4} ; H_2(s) = \frac{K_6}{s + K_3} ; H_3(s) = \frac{K_2}{s + K_1} ;$$

$$H_4(s) = K_8 \quad (2.15)$$

Elementele matricii de transfer rezultă :

518 900
359 +1

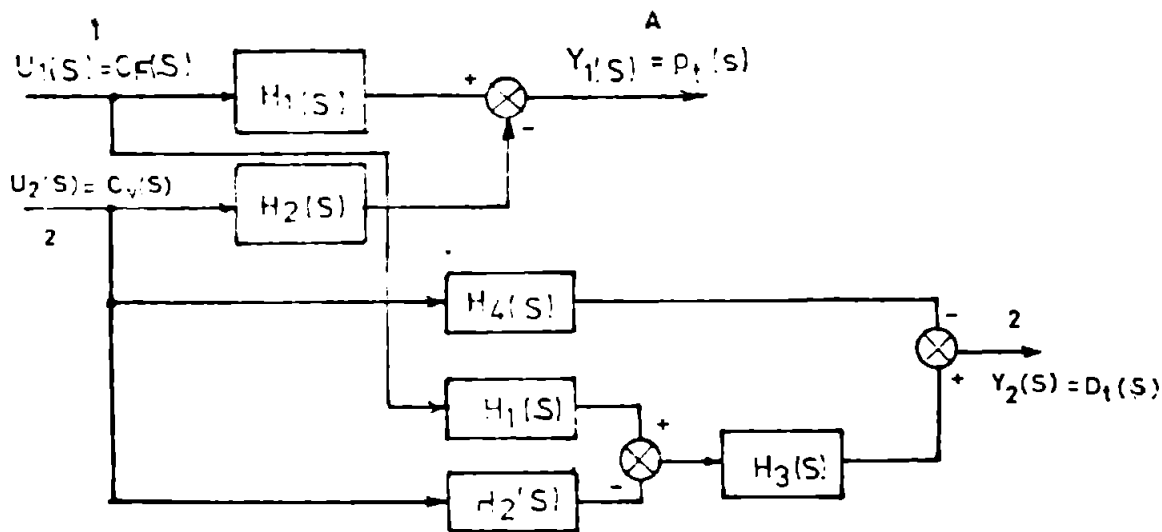


Fig.2.7. Schema echivalentă a modelului de cazan cu două intrări și două ieșiri

$$\begin{aligned}
 H_{11}(s) &= \frac{Y_1(s)}{U_1(s)} = H_1(s) & ; & \quad H_{12}(s) = \frac{Y_1(s)}{U_2(s)} = -H_2(s) \\
 H_{21}(s) &= \frac{Y_2(s)}{U_1(s)} = H_1(s) \cdot H_3(s) & ; & \quad H_{22}(s) = \frac{Y_2(s)}{U_2(s)} = -(H_4(s) + H_2(s) + \\
 & + H_3(s)) & & \quad (2.16)
 \end{aligned}$$

Matricea de răspuns se obține din $Y(s) = H(s) \cdot U(s)$, adică:

$$\begin{bmatrix} Y_1(s) \\ Y_2(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} H_{11}(s) & H_{12}(s) \\ H_{21}(s) & H_{22}(s) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} U_1(s) \\ U_2(s) \end{bmatrix} \quad (2.17)$$

sau explicit :

$$\begin{bmatrix} P_t(s) \\ D_t(s) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{K_7}{s^2 + k_5 s + k_4} & -\frac{K_6}{s + k_3} \\ \frac{K_7}{s^2 + k_5 s + k_4} \cdot \frac{K_2}{s + k_1} & -\left(K_3 + \frac{K_6}{s + k_3} \cdot \frac{K_2}{s + k_1} \right) \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} C_p(s) \\ C_v(s) \end{bmatrix} \quad (2.18)$$

Funcția de răspuns operațional a presiunii la ventilul de admisie, $P_t(s)$, rezultă ca prim termen al matricii produs:

$$P_t(s) = \frac{K_7}{s^2 + k_5 s + k_4} C_p(s) - \frac{K_6}{s + k_3} C_v(s) \quad (2.19)$$

care pentru semnale de intrare tip treaptă, $G_P(s) = \frac{K_{11}}{s}$
și $C_V(s) = \frac{K_{22}}{s}$ devine :

$$P_t(s) = \frac{K_7}{s^2 + K_5 s + K_4} \cdot \frac{K_{11}}{s} - \frac{K_6}{s + K_3} \cdot \frac{K_{22}}{s} \quad (2.20)$$

În urma calculelor rezultă expresia răspunsului în timp a presiunii la ventil la semnale de intrare treaptă, de forma :

$$P_t(t) = K_7 K_{11} \left(\frac{1}{s_1 s_2} + \frac{1}{s_1 (s_1 - s_2)} e^{s_1 t} + \frac{1}{s_2 (s_2 - s_1)} e^{s_2 t} \right) - K_6 K_{22} \cdot (1 - e^{-K_3 t}) \quad (2.21)$$

$$\text{în care } s_1 = -K_5 + \sqrt{K_5^2 - 4K_4} \quad \text{și} \quad s_2 = -K_5 - \sqrt{K_5^2 - 4K_4} \quad (2.22)$$

sînt rădăcinile numitorului primului termen al relației (2.20).

Introducînd relația (2.21) în programul **ASTIAN**, pentru constantele de amplificarea de $K_{11} = 0,2$ și $K_{22} = 0,1$ ale semnalelor de intrare treaptă și cunoscînd valorile celor 8 parametrii obținute prin identificare /138/ pentru un cazan care alimentează un grup de 290 MW și anume $K_1 = 0,005258$; $K_2 = 0,0076233$; $K_3 = 0,00378$; $K_4 = 0,00000184$; $K_5 = 0,0042255$; $K_6 = 0,002349$; $K_7 = 0,00000074$; $K_8 = 1,11535974$, a rezultat curba 4 din figura 2.8.

Dacă se analizează comparativ cele patru curbe ale răspunsului în timp obținute pentru cele trei modele de cazan se constată următoarele :

- curba 1 este rapid crescătoare în primele zeci de secunde avînd cea mai mare pantă, o ușoară atenuare făcîndu-se simțită abia după aproximativ 55 de secunde. Acest lucru arată că modelul nr.1 introduce în cazul valorilor mici ale constantei de timp de inerție, T_p , perturbații mari în sistem prin variația pronunțată a presiunii la ventilul de admisie. De aceea în cazul cazanelor energetice mici sau care sînt alimentate cu combustibili de tip păcură și gaz și care au constante de timp de inerție reduse, modelul nr.1 nu este recomandabil.

- curba 2 are o pantă de creștere mult mai redusă cu o ușoară atenuare spre valori mari ale timpului, fiind după aproximativ 40 de secunde aproape paralelă cu curba 4. Aceasta face posibilă utilizarea modelului 1 în cazul cazanelor mari, funcționînd pe cărbune inferior, care au timp de inerție mare, în special în cazul unor analize calitative ale DTL.

- curba 3 este liniar crescătoare și deși introduce o reacție negativă în primele 10 secunde, la valori mari ale timpului de analiză va intersecta curba 1 care se va atenua la valori mari ale timpului de analiză. De aceea, modelul 2 de cazan poate fi utilizat fără erori prea mari numai pe o perioadă de aproximativ 5 minute de analiză DTL, dar comportarea modelului 2 după 40 de secunde este inferioară comportării modelului 1.

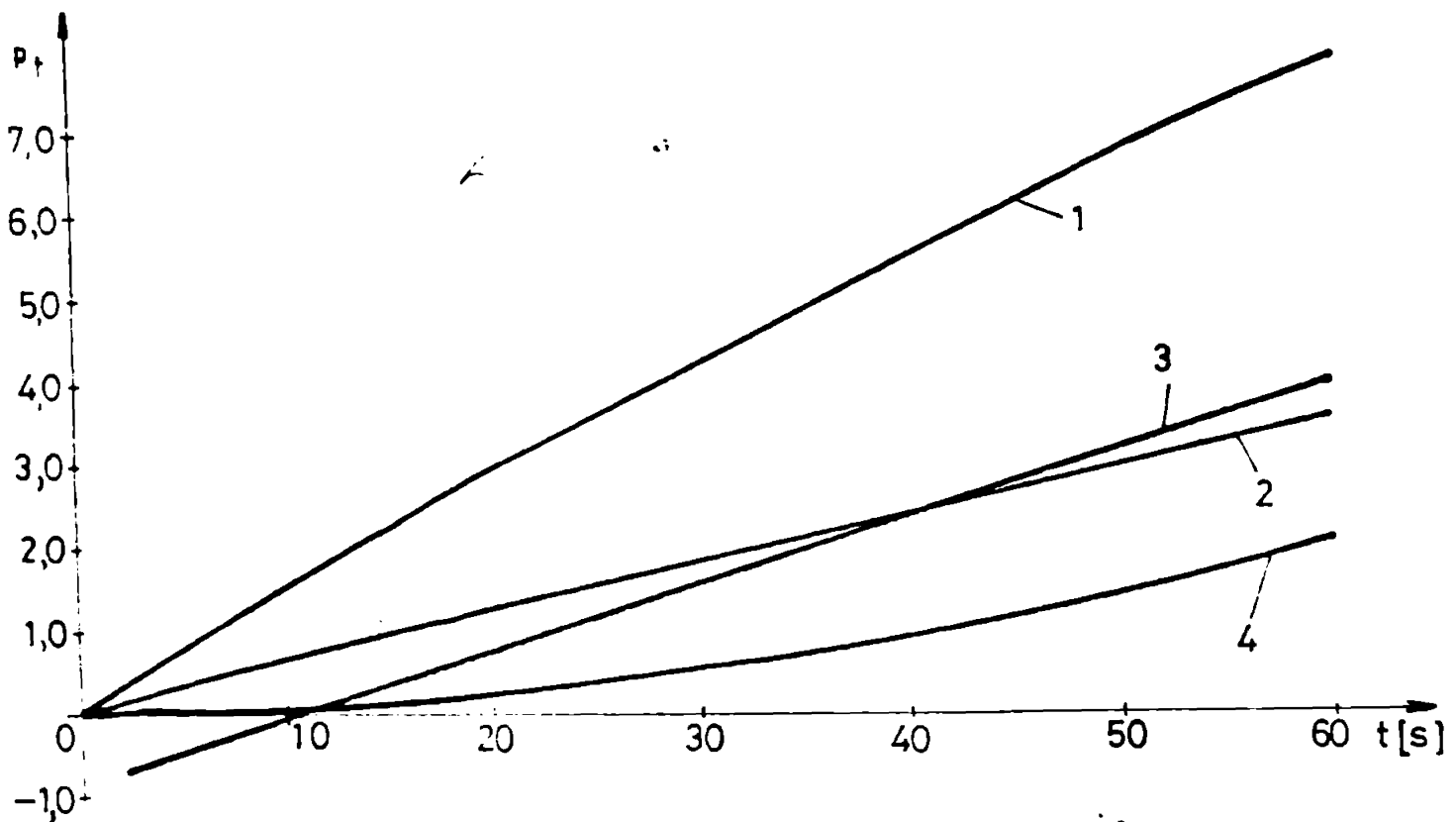


Fig.2.8. Răspunsul în timp la semnal de intrare treaptă a modelelor cazanului de abur

- curba 4 reprezintă comportarea modelului 3 care a fost validată experimental /51/ și de aceea alura ei a fost luată drept stalon pentru discutarea celorlalte două modele.

În baza celor prezentate, ținându-se seama de imposibilitatea imediată de obținere a tuturor datelor concrete de la fiecare cazan, considerînd că modelul cazanului trebuie să cuprindă un caz de largă generalizare și ținînd seama de faptul că în SSBN cazanele mari, energetice, sînt alimentate cu cărbune și în special cărbune inferior, pentru modelizarea cazanului, autorul a utilizat în continuare modelul nr.1 descris

prin relația (2.4), model care prezintă o comportare asemănătoare modelului nr.3 mai ales pentru constanta de inerție, T_p , de valoare mare, tipice cazanelor mari.

2.1.2. Modelarea matematică a automatizărilor cazanului de abur

La modelul matematic al cazanului trebuie să se adauge modelul matematic al sistemului său de reglare. Reglarea automată a cazanului de abur trebuie să rezolve un complex de probleme legate de reglarea concomitentă a mai multor mărimi /9/: reglarea sarcinii, reglarea arderii, menținerea nivelului apei în cazanele cu tambur, menținerea temperaturii aburului și menținerea constantă a presiunii din focar. Reglarea acestor mărimi se traduce practic prin modelarea a patru tipuri de echipamente de reglare și anume: a presiunii aburului, a combustibilului și aerului, a apei de alimentare și a temperaturii /9/.

Deoarece modificările și reglajele de temperatură sînt foarte lente, modelarea lor se poate neglija. Cît privește echipamentele de reglare a combustibilului și aerului precum și a apei de alimentare, acestea vor determina sarcina cazanului, D_q , din comenzile de încărcare.

Principalele componente care afectează răspunsul cazanului fiind dinamica combustibilului și aerului introdus de ventilatoare și răspunsul pompelor de alimentare și a echipamentelor de reglare asociate /96/, dependențele dinamice se vor manifesta pe două căi distincte : una lentă (combustibil-aer) și una rapidă (apă - abur). Cele două căi nu au o corespondență fizică directă, dar pot fi folosite împreună pentru a simula fie cazane cu tambur (la care efectul dominant asupra presiunii îl are combustibilul și aerul), fie cazane cu străbaterie forțată (dinamica sarcinii cazanului e dominată de parametrii apei de alimentare), fie combinații de ambele efecte, funcție de valoarea adoptată pentru coeficientul de pondere $0 \leq K \leq 1$.

Echipamentele de reglare a presiunii s-au reprezentat printr-un regulator de presiune de tip P-I urmat de un element de reglaj diferențial (figura 2.9). La intrarea regulatorului se aplică semnalul erorii presiunii la ventil față de valoarea consens a presiunii, ponderat cu eroarea la sarcină a generato-

ului. Semnalul de ieșire poate fi ponderat cu semnalul sarcinii generatorului sau cu semnalul debitului de abur de la turbină, când nu există un sistem coordonator de reglare termomecanică și este limitat superior și inferior.

Dinamica căii combustibil-aer (cazul cazanelor cu tambur) este reprezentată printr-o întârziere ($L/(1 + T_{PS})$) și o temporizare (e^{-st}) datorată alimentării cu combustibil, care se poate neglija dacă cazanul este alimentat cu păcură și gaz.

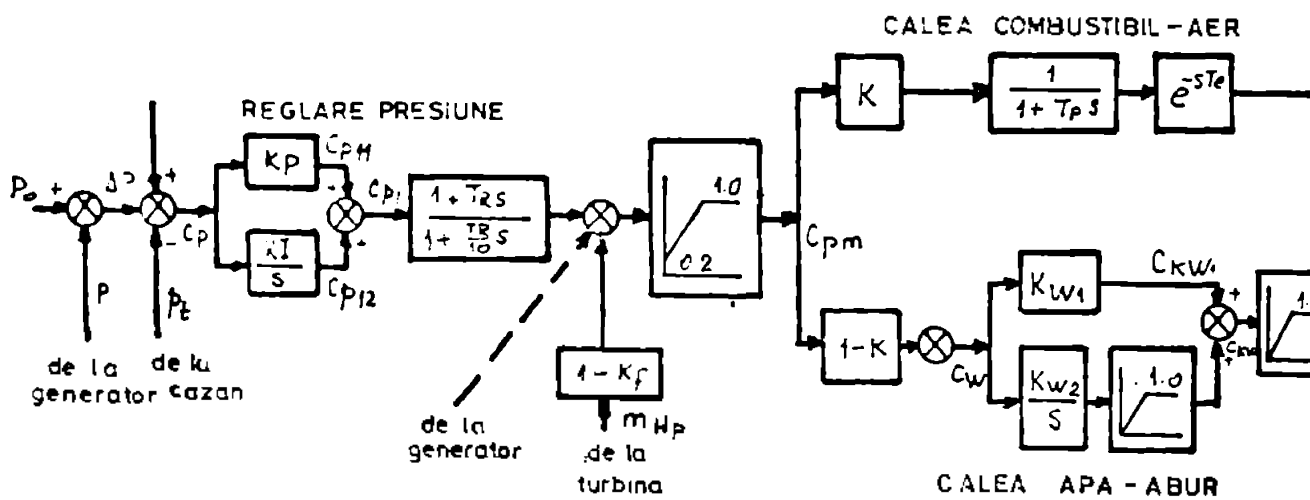


Fig.2.9. Schema bloc a modelului automatizărilor cazanului de abur

Această reprezentare vine în concordanță cu relația (2.10), constantele T_f și T_c reprezentînd constanta de timp a focarului respectiv timpul de transport al combustibilului.

Dinamica căii apă-abur (cazul cazanelor cu străbatere forțată) se modelează printr-un regulator P-I ($K_{w1} + K_{w2}/s$) cu limitare corespunzătoare și printr-o funcție cu întârziere de ordinul I datorată pompelor de alimentare ($L/(1+M_g)$), în care M reprezintă constanta de timp a pompelor de alimentare.

Semnalul de comandă a sarcinii cazanului, D_q , se obține prin sumarea semnalelor de ieșire ale celor două căi.

Schema bloc a automatizărilor cazanului de abur este reprezentată în fig.2.9.

Pe baza schemei bloc din figura 2.9 se poate determina modelul matematic al automatizărilor cazanului de abur ca un set de ecuații diferențiale și algebrice după cum urmează:

$$\Delta P = P_0 - P;$$

$$C_p = p_{t_0} - p_t + \Delta P;$$

$$C_{p11} = K_p \cdot C_p;$$

$$\frac{dC_{p12}}{dt} = K_I C_p;$$

$$C_{p1} = C_{p11} + C_{p12};$$

$$\frac{dG}{dt} = -\frac{10}{T_R} G + \frac{10}{T_R} C_{p1};$$

$$C_{p2} = G + T_R \frac{dG}{dt};$$

$$C_{pm} = C_{p2} + (1-K_f) \dot{m}_{HP} + (P);$$

$$0.2 \leq C_{pm} \leq 1.0;$$

$$\frac{dD_{q1}}{dt} = \frac{K \cdot C_{pm} \cdot (t - T_0)}{T_p} - \frac{D_{q1}}{T_p}; \quad (2.23)$$

$$C_w = (1-K) C_{pm} - D_{q2}$$

$$C_{kw1} = K_{w1} \cdot C_w;$$

$$\frac{dC_{kw2}}{dt} = K_{w2} C_w;$$

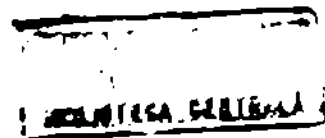
$$0 \leq C_{kw2} \leq 1.0;$$

$$C_{kw} = C_{kw1} + C_{kw2};$$

$$0 \leq C_{kw} \leq 1.0;$$

$$\frac{dD_{q2}}{dt} = \frac{C_{kw}}{H} - \frac{D_{q2}}{H};$$

$$D_q = D_{q1} + D_{q2}$$



Setul de ecuații diferențiale și algebrice (2.23) descriu complet funcționarea automatizărilor cazanului de abur. Modelul permite simularea atât a cazanelor cu tambur cît și a cazanelor cu străbateră forțată, prin valorile 1 sau 0 date coeficientului de pondere K , fie @ combinație de cele două. La setul de ecuații (2.23) se cupleşă ecuațiile cazanului funcție de modelul de cazan adoptat.

2.1.3. Modelizarea matematică a turbinei cu abur

Turbinele cu abur moderne sînt agregate complexe prevăzute cu sisteme de reglare complexe, care pot influența puternic desfășurarea proceselor transitorii electromecanice din S&E /134/ iar dinamica reglării lor este la rîndul ei influențată de acumularea de energie în preîncălzitoarele și prizele cu care sînt echipate.

Variațiile de stare energetică ale unei turbine pot fi cauzate de următoarele mărimi perturbatoare /50/:

- variații de sarcină (puterea electrică și tensiunea la borne);
- variații ale debitului de abur viu (debitul de abur al cazanului);
- variații ale presiunii aburului viu (din cauza modificării puterii calorifice a combustibilului);
- variații ale debitului de abur la prize.

Aceste mărimi perturbatoare sînt compensate de acțiunea elementelor din schema de reglare a turbinei a cărei scop este reglarea turației agregatului.

2.1.3.1. Funcția de transfer a turbinei cu abur cu supraîncălzire intermediară

În funcționarea staționară a agregatului turbină-generator sincron, puterea electrică nominală este dată de relația:

$$P = M_T \Omega = \eta \cdot \eta_e \cdot D \cdot H \quad (2.24)$$

în care η este randamentul efectiv al turbinei, η_e - randamentul electric, D - debitul de abur la intrarea în turbină și H - variația de entalpie din turbină.

Diferența dintre valorile instantanee ale cuplului activ

M_T al turbinei și cuplul rezistent, M_G al generatorului, accelerează masele în rotație ale agregatului după legea lui Newton:

$$M = M_T - M_G = J \frac{d\Delta\Omega}{dt} \quad (2.25)$$

În regimurile tranzitorii ale SSB, abaterea turației față de turația sincronă ($\Delta\Omega = \Omega - \Omega_0$) nu depășește (20-30)%. În această gamă, caracteristicile cuplu-turație ale turbinei cu abur pot fi approximate prin drepte tangente în punctul corespunzător turației nominale /134/. În

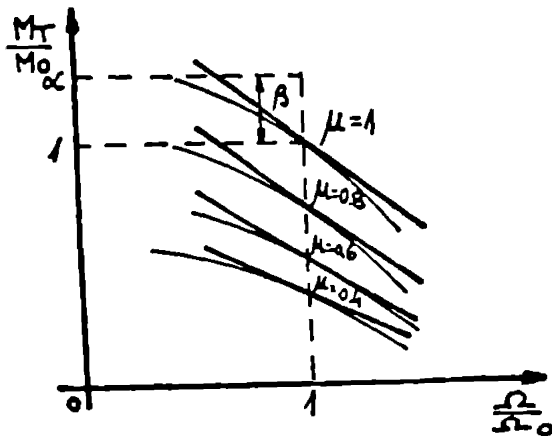


Fig.2.10. Caracteristicile cuplu-turație ale turbinei cu abur

figura 2.10 este reprezentată o astfel de familie de caracteristici având ca parametri poziția, μ , a ventilului de admisie pentru reglarea turației agregatului.

În acest caz ecuația caracteristicii cuplu-turație scrisă în unități relative nominale sub forma :

$$M_T^* = \alpha - \beta \omega^* \quad (2.26)$$

unde α și β sînt coeficienți constanți care, conform figurii 2.10, satisfac relația :

$$\alpha = 1 + \beta \quad (2.27)$$

iar $\beta = 0.7-1.2$ pentru diferite tipuri de turbine /134/.

Experimental s-a constatat că panta caracteristicilor cuplu-turație, cînd puterea turbinei variază, se modifică proporțional cu cuplul corespunzător turației nominale, adică :

$$M_T^* = M_n^* (\alpha - \beta \omega^*) \quad (2.28)$$

În relația (2.28), coeficientul $M_n^* \beta = k\varphi$ este coeficientul de autoreglare al turbinei și este egal cu panta caracteristicii cuplu-turație

Dacă se raportează variația cuplului și a vitezei unghiulare din relația (2.25) la mărimile nominale corespunzătoare, se obține :

$$\frac{\Delta M}{M_n} = J \frac{\Omega_n}{M_n} \frac{d \frac{\Delta \Omega}{\Omega_n}}{dt} \quad (2.29)$$

unde factorul $J \frac{\Omega_n}{M_n}$ are dimensiunea unui timp și reprezintă constanta de timp de demarare, sau timpul de lansare al agregatului turbină-generator sincron.

$$T_\omega = J \frac{\Omega_n}{M_n} = J \frac{\Omega_n^2}{P_n} \quad (2.30)$$

Timpul de lansare, T_ω , nu se modifică proporțional cu puterea mașinii, ci conform figurii 2.11, deoarece momentul de

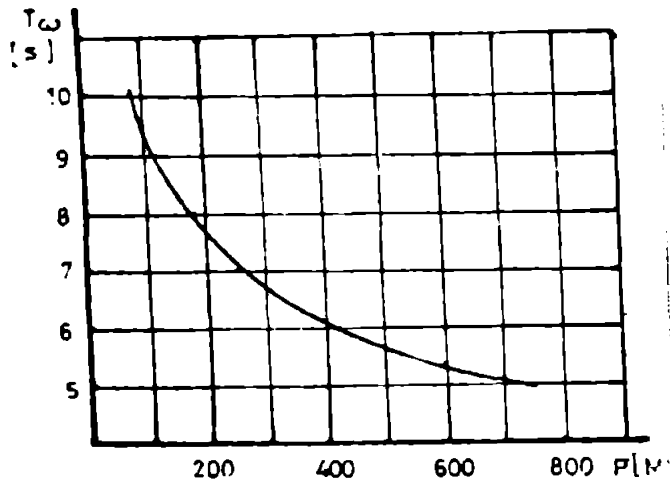


Fig. 2.11. Variația lui T_ω cu puterea grupului

inertie J , din motive constructive, nu crește proporțional cu creșterea puterii.

Ecuația (2.29) se mai poate scrie și în operațional, ca o funcție de transfer, considerând operatorul $S = \frac{d}{dt}$, adică:

$$H(s) = \frac{\frac{\Delta \Omega}{\Omega_n}(s)}{\frac{\Delta M}{M_n}(s)} = \frac{1}{T_\omega S} \quad (2.31)$$

Din relația (2.31) se observă că agregatul se

comportă ca un element integral la care mărimea de ieșire are o variație liniară în timp, la o variație treaptă a mărimei de intrare.

Prezența supraîncălzitorului va modifica însă, această comportare. Utilizarea supraîncălzirii intermediare permite creșterea puterii și randamentului agregatului, dar conduce la o comportare dinamică înrăutățită a acestuia, pentru că supraîncălzitorul intermediar urmărește cu întârziere variațiile de putere date de ventilul de reglare al corpurilor de medie și joasă pre-

siune (CMP+CJP), introducând un timp mort în transmiterea variațiilor debitului de abur la intrare. De asemenea, volumul mare de abur cuprins, conduce prin destindere în CMP+CJP la supraîncălări mari pentru turație și variații rapide ale puterii. Aceasta pentru că contribuția în putere a CMP+CJP este de cca(70-80)% din valoarea puterii nominale în timp ce a corpului de înaltă presiune (CIP) este de numai (20-30)% /50/, /134/.

O reprezentare simplificată a agregatului turbină-generator sincron, având supraîncălzitor intermediar, este dată în figura 2.12.

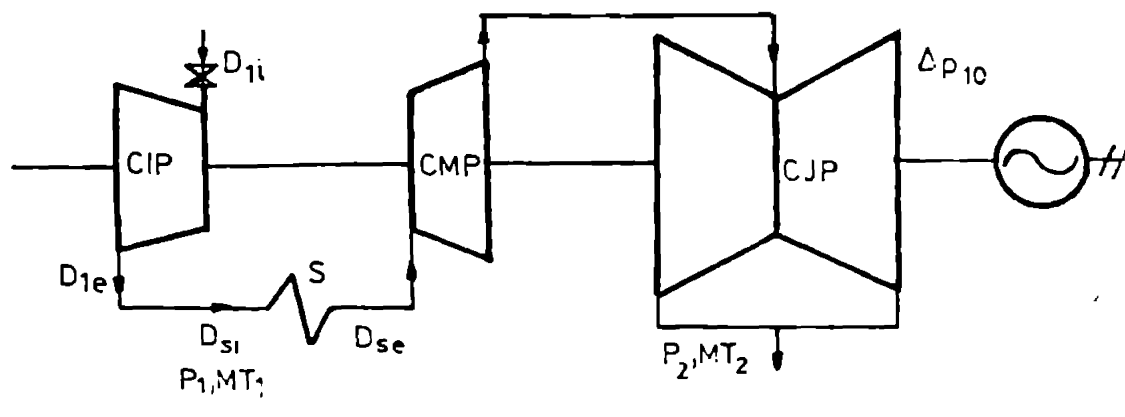


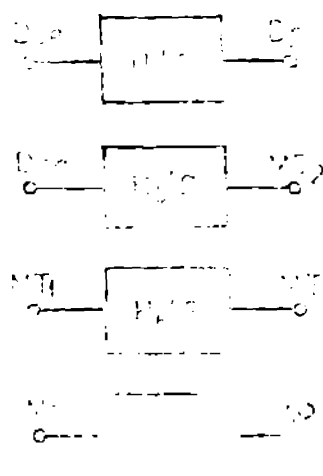
Fig.2.12. Reprezentarea schematică a turbinei cu abur cu supraîncălzire intermediară

Aburul generat de cazan străbate CIP unde cedează o parte din energia sa termică determinând un moment M_{T1} la axul turbinei, apoi parcurge conducta de legătură cu supraîncălzitorul intermediar, unde primește un surplus de energie termică și de aici străbate conducta de legătură cu CMP și corpurile CMP+CJP unde determină momentul M_{T2} la axul turbinei. Rotările corpurilor CIP, CMP și CJP fiind cuplate rigid, momentul total va fi suma momentelor dezvoltate de fiecare corp în parte.

Schemă bloc din figura 2.12 poate fi reprezentată prin șapte obiecte distincte, conform figurii 2.13, care prin interconectare vor permite scrierea funcției de transfer a turbinei cu abur cu supraîncălzire intermediară.

Funcțiile de transfer ale celor șapte obiecte simple descrise în figura 2.13 au fost determinate în mod riguros în /50/ pag.323-335 și au următoarele forme :

$$H_1(s) = \frac{1}{1 + T_{a1}s}$$



unde T_{a1} este constanta de timp a variației debitului de abur în CIP;

$$H_2(s) = K_1$$

și reprezintă raportul dintre puterea CIP și puterea totală

$$H_3(s) = \frac{K_2 e^{-\tau s}}{1 + T_g s}$$

unde K_g și T_g reprezintă constanta de amplificarea, respectiv constanta de timp a supraîncălzitorului

Fig. 2.13. Reprezentarea obiectelor simple care formează schema bloc a turbinei cu abur

intermediar, iar τ este timpul mort al transmisiei variațiilor de debit pe conducte echivalentă considerată.

$$H_4(s) = \frac{1}{1 + T_{a2}s}$$

în care T_{a2} este constanta de timp a variației debitului în CMP+CJP.

$$H_5(s) = K_2$$

$$\text{iar } K_2 = 1 - K_1$$

$$H_6(s) = H_2(s) + H_5(s)$$

$$H_7(s) = \frac{1}{T_{\omega}s}$$

Din interconectarea obiectelor simple din figura 2.13 se obține schema bloc a turbinei cu abur cu supraîncălzire, reprezentată în figura 2.14.

Funcția de transfer globală a acesteia reprezintă raportul operațional între variația relativă a turației turbinei și

variația relativă a debitului de abur de la intrarea în turbină, adică :

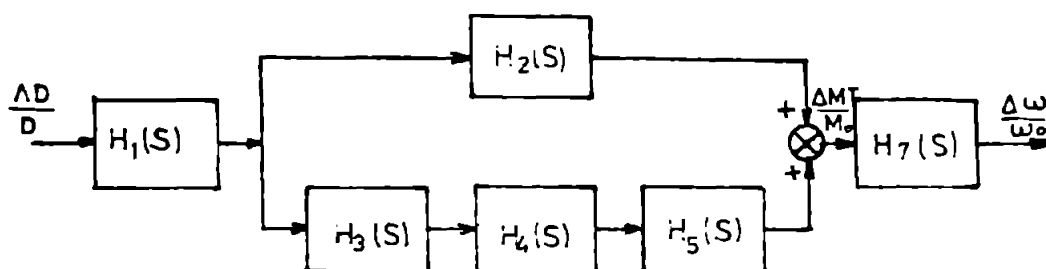


Fig.2.14. Schema bloc a turbinei cu supraîncălzire intermediară

$$H_T(s) = \frac{1}{1+T_{a1}s} \left[K_1 + \frac{K_2 K_3 e^{-\tau s}}{(1+T_{a2}s)(1+T_{a3}s)} \right] \frac{1}{T_{\omega}s} \quad (2.32)$$

Din funcția de transfer globală a turbinei cu supraîncălzire intermediară, descrisă de relația (2.32), se poate obține în mod simplu expresia funcției de transfer a turbinei fără supraîncălzire intermediară. În acest caz, în figura 2.14 dispar funcțiile de transfer intermediare $H_2(s)$, $H_3(s)$, $H_4(s)$ și $H_5(s)$, iar funcțiile de transfer $H_1(s)$ și $H_7(s)$ sînt conectate în serie. Se obține relația :

$$H_{T1}(s) = \frac{1}{T_{\omega}s} \cdot \frac{1}{1+T_{a1}s} \quad (2.33)$$

în care T_{a1} este constanta de timp globală a tuturor treptelor de presiune ale turbinei.

Această simplificare este permisă și utilă în studiile de stabilitate DTM și DTS datorită faptului că s-a constatat atât analitic, cât și experimental /50/, /138/ că la variație treaptă a mărimei de intrare CIP răspunde rapid, CMP+CJP răspunde de aproximativ 10 ori mai lent decît CIP, iar supraîncălzitorul intermediar, pe lângă faptul că introduce un timp mort, răspunde de aproximativ 300 de ori mai lent decît CIP și cuplul motor răspunde de 120 ori mai lent decît CIP.

În studiile de stabilitate DFL, însă, luarea în considerare a tuturor elementelor turbinei este necesară, deoarece timpul de analiză depășește valoarea constantelor de timp ale sistemului de conducte și vane. În general în astfel de studii, relația (2.32) se simplifică prin introducerea unor coeficienți globali care să includă parametrii celor trei corpuri de presiune și ale supraîncălzitorului. Astfel se utilizează foarte des /43/, /142/, o funcție de transfer de forma :

$$H_T(s) = \frac{K_M(1+T_2s)+K_J}{(1+T_1s)(1+T_2s)} + K_I \quad (2.34)$$

în care K_I , K_M și K_J sînt fracțiuni din puterea turbinei corespunzătoare treptelor de înaltă, medie și joasă presiune, iar T_1 și T_2 sînt constantele de timp ale treptelor de supraîncălzire intermediară. Valorile acestor coeficienți sînt apreciate /142/ ca fiind $K_I = (0,26-0,28)$; $K_M = (0,4-0,72)$; $K_J = (0-0,34)$; $T_1 = 8$ s și $T_2 = 1$ s.

Funcția de transfer din relația (2.34) descrie un model general de turbină cu abur, fără însă a lua în considerare și partea de automatizare a acesteia, care trebuie modelizată separat. Ea este aplicabilă turbinelor cu compundare a fluxului de abur și cu dublă supraîncălzire intermediară, dar poate fi particularizată și pentru o singură supraîncălzire intermediară. Totuși, pentru diferite situații concrete dintr-un SAE se preferă /149/ utilizarea unor modele mai particulare la care generalizarea modelului afectează numai comportarea de ansamblu a tipului de agregat considerat. Aceste modele au avantajul că modelizează, printr-o funcție de transfer adecvată, cu parametrii corespunzător alegeți, și partea de automatizare a turbinei cu abur. Astfel, în figura 2.15 se reprezintă schema bloc generală a turbinei cu trei trepte de presiune și supraîncălzire intermediară împreună cu acumulatorul de abur și conducta de înaltă presiune.

Mărimea de intrare a modelului matematic al turbinei reprezentat în figura 2.15 o constituie debitul de abur \dot{m}_{CV} de la ieșirea ansamblului de conducte și vane-regulator de viteză. Debitul de abur \dot{m}_{CV} se obține în unități relative, înmulțind semnalul de poziție a vanei de admisie, S_p , cu presiunea la ventilul de admisie, p_v , obținută la rîndul ei prin sumare algebrică-

că a presiunii aburului dată de cazan cu mărimea de ieșire a

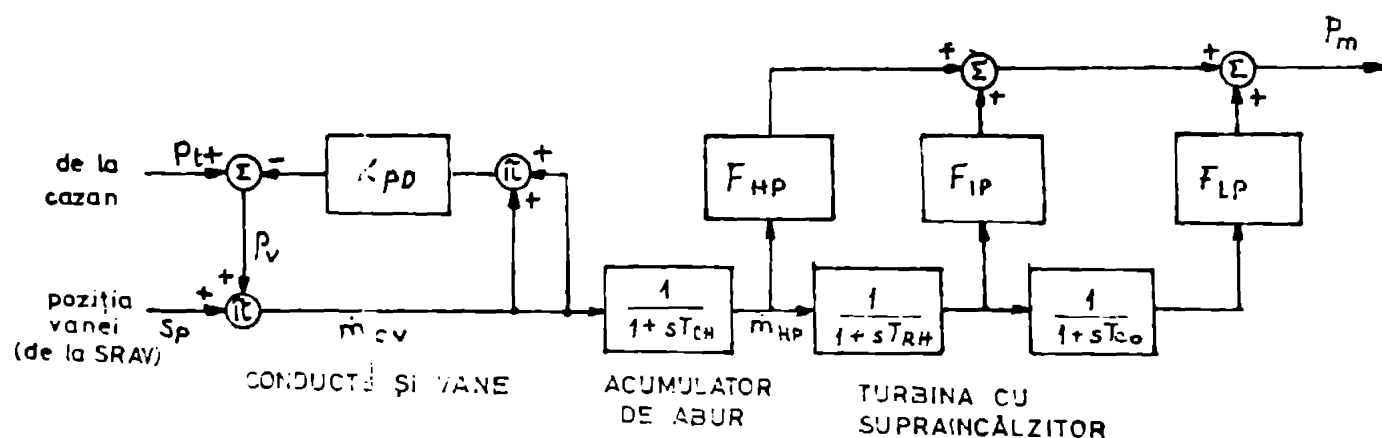


Fig.2.15. schema bloc generală a agregatului turbină cu abur

reacției proporționale dată de ansamblul conductelor de înaltă presiune. Se poate scrie, deci :

$$\dot{m}_{CV} = S_p (P_t - K_{PD} \dot{m}_{CV}^2) \quad (2.35)$$

unde K_{PD} este coeficientul de amplificare corespunzător căderii de presiune în conductele de înaltă presiune.

Debitul de abur, \dot{m}_{CV} , se aplică la intrarea acumulatorului de abur reprezentat printr-o funcție de transfer cu întârziere de ordinul întâi, de forma $\frac{1}{1+sT_{CH}}$, în care T_{CH} constituie

constante de timp a acumulatorului de abur, rezultând debitul de abur, \dot{m}_{HP} , la intrarea în corpul de înaltă presiune al turbinei. Turbina cu abur propriu-zisă este modelizată prin două elemente cu întârziere de ordinul întâi legate în serie și reprezentând întârzierile date de supraîncălzitorul intermediar și de transferul aburului între corpul de medie și joasă presiune, și trei elemente proporționale corespunzătoare ponderii corpurilor de înaltă, medie și joasă presiune. Valorile general valabile ale constantelor modelului matematic sînt date în tabelul 2.2. Coeficienții de amplificare sînt dați în u.r. și constantele de timp în secunde.

Mărimea de ieșire a modelului matematic o constituie puterea mecanică la arborele turbinei, P_m , în u.r.

Modelul matematic al turbinei cu abur reprezentat în

Tabelul 2.2. Valorile constantelor modelului turbinei cu abur /143/

Tip agregat	K_{PD}	F_{HP}	F_{IP}	F_{LP}	T_{CH} /s/	T_{RH} /s/	T_{CO} /s/
Turbină cu 3 corpuri de presiune și supraîncălzire intermediară	0-1	0,3	0,4	0,3	0,1-0,4	4-11	0,3-0,5

figura 5.12 poate fi descris de următorul set de ecuații algebrice și diferențiale :

$$\begin{aligned} \dot{m}_{CV} &= S_p (p_t - K_{PD} \dot{m}_{CV}^2) ; \\ \frac{d\dot{m}_{HP}}{dt} &= T_{CH}^{-1} (\dot{m}_{CV} - \dot{m}_{HP}) ; \end{aligned} \quad (2.36)$$

$$\frac{d\dot{m}_{IP}}{dt} = T_{RH}^{-1} (\dot{m}_{HP} - \dot{m}_{IP}) ;$$

$$\frac{d\dot{m}_{LP}}{dt} = T_{CO}^{-1} (\dot{m}_{IP} - \dot{m}_{LP}) ;$$

$$P_M = F_{HP} \dot{m}_{HP} + F_{IP} \dot{m}_{IP} + F_{LP} \dot{m}_{LP}$$

Valorile inițiale ale variabilelor se obțin din regimul staționar anteperturbație care rezultă prin anularea derivatelor din relația (2.35) fapt ce conduce la sistemul de ecuații algebrice :

$$\begin{aligned} \dot{m}_{CVO} &= S_{p0} (p_{t0} - K_{PD} \dot{m}_{CVO}^2) ; \\ \dot{m}_{HPO} &= \dot{m}_{IPO} = \dot{m}_{LPO} = \dot{m}_{CVO} \end{aligned} \quad (2.37)$$

Cu ajutorul programului de calcul RASTRAN, autorul a obținut răspunsul în timp la semnal treaptă de intrare a modelului turbinei cu abur descris în figura 2.15. Pentru scrierea funcției de transfer globale a modelului turbinei cu abur (fără sistemul de conducte și vane), acesta a fost transformat succesiv conform schemelor echivalente din figura 2.16a și b:

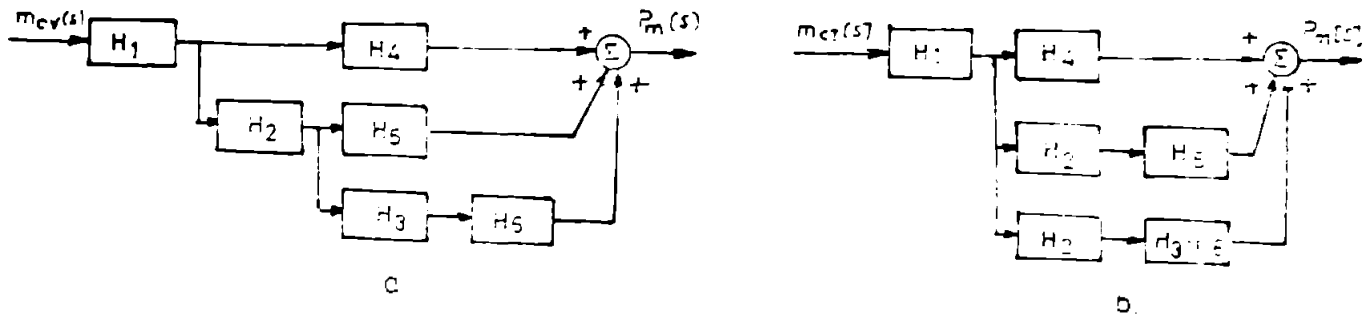


Fig.2.16. Scheme echivalente ale modelului matematic al turbinei cu abur

In figure 2.16, funcțiile de transfer ale elementelor componente s-au notat după cum urmează:

$$H_1 = \frac{1}{1 + sT_{CH}} ; H_2 = \frac{1}{1 + sT_{RH}} ; H_3 = \frac{1}{1 + sT_{CO}} ; H_4 = F_{HP} ; H_5 = F_{IP} ;$$

$$H_6 = F_{LP}$$

Din figura 2.16, b se poate scrie cu ușurință funcția de transfer globală a modelului turbinei cu abur :

$$H(s) = H_1(H_4 + H_2H_5 + H_2H_3H_6) \quad (2.38)$$

Se reprezintă raportul operațional dintre mărimea de ieșire $P_m(s)$ și mărimea de intrare $\dot{m}_{CV}(s)$, adică :

$$H(s) = \frac{P_m(s)}{\dot{m}_{CV}(s)} \quad (2.39)$$

Răspunsul operațional al modelului la un semnal treaptă de intrare de forma K_{CV}/s va fi:

$$P_m(s) = H(s) \cdot \frac{K_{CV}}{s} \quad (2.40)$$

sau, explicitînd funcția globală de transfer :

$$P_m(s) = \left[\frac{F_{HP}}{1 + sT_{CH}} + \frac{F_{IP}}{(1 + sT_{CH})(1 + sT_{RH})} + \frac{F_{LP}}{(1 + sT_{CH})(1 + sT_{RH})(1 + sT_{CO})} \right] \cdot \frac{K_{CV}}{s} \quad (2.40')$$

$$\begin{aligned}
 p_m(t) = & \left[P_{HP} \left(1 - e^{-\frac{t}{T_{CH}}} \right) + P_{IP} \left(T_{CH} T_{RH} + \frac{T_{RH} T_{CH}^2}{T_{RH} - T_{CH}} e^{-\frac{t}{T_{CH}}} + \frac{T_{CH} T_{RH}^2}{T_{CH} - T_{RH}} \right. \right. \\
 & \left. \left. - \frac{t}{T_{RH}} \right) + P_{LP} \left(\frac{T_{RH} T_{CO} T_{CH}^2}{(T_{CH} - T_{RH})(T_{CH} - T_{CO})} e^{-\frac{t}{T_{CH}}} + \frac{T_{CH} T_{CO} T_{RH}^2}{(T_{RH} - T_{CH})(T_{RH} - T_{CO})} \right. \right. \\
 & \left. \left. - \frac{t}{T_{RH}} + \frac{T_{CH} T_{RH} T_{CO}^2}{(T_{CO} - T_{CH})(T_{CO} - T_{RH})} e^{-\frac{t}{T_{CO}}} \right) \right] k_{CV} \quad (2.41)
 \end{aligned}$$

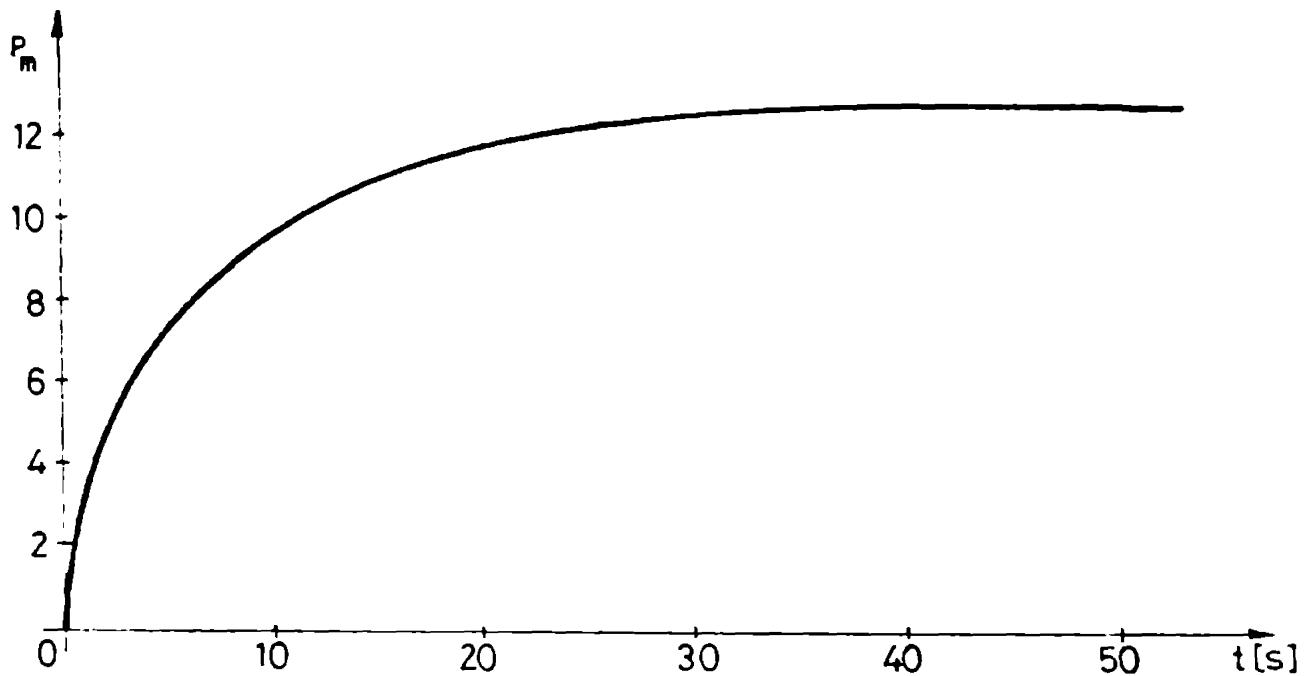


Fig.2.17

Introducând expresia (2.41) în programul RASTRAN și dând constantelor valorile din tabelul 2.2, pentru o amplificare $k_{CV} = 0,1$ s-a obținut curbe din figura 2.17 a răspunsului în timp

la semnal de intrare treaptă pentru modelul turbinei cu abur. Cum era de așteptat, răspunsul în timp se aplatizează marcând stabilitatea modelului matematic considerat. Stabilizarea are loc, totuși, destul de lent, abia după aproximativ 35-40 de secunde, la un pas de incrementare a timpului de $\Delta t=1$ secundă (pas unanim acceptat în analizele DTL), fapt ce demonstrează astfel, din nou, importanța considerării unui model matematic complex pentru turbine cu abur și influența pe care aceasta o are asupra proceselor electromecanice și termomecanice lente care apar după o perturbație în SEE.

Pentru studiul DTL autorul a luat în considerare modelul matematic al turbinei cu abur reprezentat în figura 2.15 și descris de setul de ecuații (2.36). Trebuie menționat totuși că alura curbei din figura 2.17 demonstrează că turbina cu abur în ansamblu se comportă ca un element derivativ cu întârziere de ordinul I fiind îndreptățită modelizarea generală a ei printr-o funcție de transfer de forma $\frac{K_T}{1 + sT_T}$ dacă constantele K_T și T_T se aleg în mod corespunzător. Această modelizare însă este prea generală și pentru a fi valabilă, valorile constantelor trebuie alese tot pe baza modelului descris în figura 2.15.

2.2. Modelizarea matematică a instalațiilor primare ale unei centrale hidroelectrice

Studiul teoretic al comportării și stabilității grupurilor hidroelectrice este complex și deosebit de dificil în special datorită numărului mare de variabile ale problemei, a faptului că amenajările hidraulice nu pot fi standardizate (fiecare dintre ele depinzând de situația geografică a zonei de amplasare) și a neliniarităților sistemului. De aceea și primele cercetări în domeniu au fost îndreptate spre liniarizarea acestuia în jurul punctului de funcționare /14/, /16/, /32/, /136/.

Pentru a putea analiza stabilitatea unei centrale hidroelectrice aceasta va trebui divizată teoretic în două subsisteme /25/: subsistemul hidraulic (de la bazinul de acumulare, la turbină) și subsistemul electromecanic (cuprinzând sistemele de reglare a vanelor, a vitezei, etc.). Ansamblul celor două subsisteme este reprezentat schematic în figura 2.18.

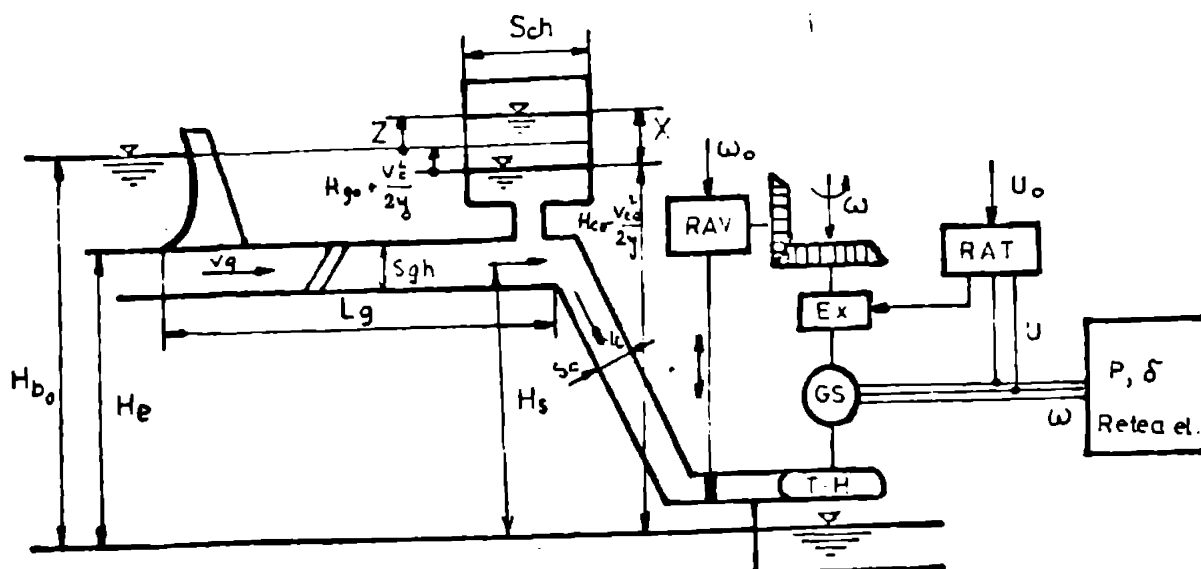


Fig.2.18. Schema generală a unei centrale hidroelectrice

2.2.1. Modelizarea matematică simplă a sistemului hidroenergetic

Subsistemul hidroenergetic, denumit și amenajare hidroenergetică, cuprinde bazinul de acumulare, galeria de aducțiune, castelul de echilibru și conducta forțată. Modelizarea matematică a amenajării hidroenergetice presupune scrierea ecuațiilor caracteristice de funcționare pentru fiecare element în parte stabilite pentru condiții de funcționare comune și asamblarea ecuațiilor într-un sistem matematic care se va rezolva la fiecare pas al simulării.

Problema este deosebit de dificilă și din acest motiv, pentru studiile de stabilitate mai puțin pretențioase sau în cazul analizelor DTM și DTS în care influența amenajării hidroenergetice nu se face atât de pronunțat simțită, s-a încercat simplificarea modelului matematic prin considerarea unor ipoteze simplificatoare. Astfel în majoritatea studiilor de stabilitate a S.E.B., modelizarea amenajării hidroenergetice se reduce la modelizarea turbinei hidroenergetice ale cărei caracteristici tranzitorii se determină din dinamica apei în conducte forțată [14], [21], [24], [38], [39], [90], [92], [96], [105], [121], [142], [149]. Se obține modelul matematic al cărei schemă bloc este dată în figura 2.19.

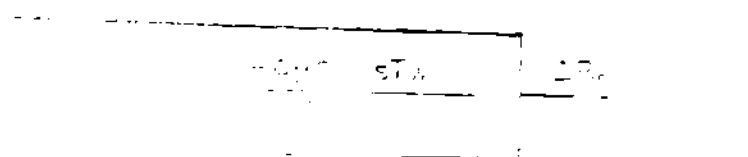


Fig.2.19. Schema bloc a modelului matematic liniar a turbinei hidroenergetice

Constantele modelului descris în figura 2.18 se determină în mai multe moduri, unul fiind dat în /142/ și anume :

Pentru mici perturbații în jurul punctului de funcționare corespunzător stării staționare, turbina hidroelectrică se poate reprezenta prin două ecuații liniarizate :

$$\begin{aligned} \Delta q &= a_{11} \Delta h + a_{12} \Delta \omega + a_{13} \Delta S_p ; \\ \Delta m &= a_{21} \Delta h + a_{22} \Delta \omega + a_{23} \Delta S_p, \end{aligned} \quad (2.42)$$

în care, exprimate în u.r., mărimile reprezintă Δq - abaterea debitului, Δh - abaterea căderii, $\Delta \omega$ - abaterea vitezei, ΔS_p - abaterea poziției vanei, Δm - abaterea cuplului mecanic, iar

$$\begin{aligned} a_{11} &= \frac{\partial \Delta q}{\partial \Delta h} ; & a_{12} &= \frac{\partial \Delta q}{\partial \Delta \omega} ; & a_{13} &= \frac{\partial \Delta q}{\partial \Delta S_p} ; \\ a_{21} &= \frac{\partial \Delta m}{\partial \Delta h} ; & a_{22} &= \frac{\partial \Delta m}{\partial \Delta \omega} ; & a_{23} &= \frac{\partial \Delta m}{\partial \Delta S_p} \end{aligned}$$

Pentru o turbină ideală la variația vitezei, căderii și poziției vanei, rezultă :

$$a_{11}=0,5 ; a_{12}=0 ; a_{13}=1 ; a_{21}=1,5 ; a_{22}=-1 ; a_{23}=1$$

Dacă aceste valori se introduc în expresia modelului matematic din figura 2.19 rezultă modelul matematic binecunoscut din figura 2.20.

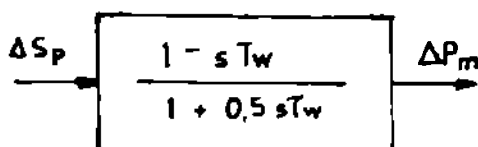


Fig.2.20. Modelul ideal al turbinei hidroelectrice

În modelele matematice reprezentate prin schemele din figurile 2.19 și 2.20, întreaga amenajare hidroelectrică s-a considerat practic prin valoarea care se atribuie constantei T_w ce reprezintă timpul de lansare al apei sau constanta de timp a apei. Ea este asociată timpului de accelerare a apei în conducta forțată, între baraj (castel de echilibru) și turbină așa cum se reprezintă în figura 2.21 și se poate determina cu relația :

$$T_w = \frac{L_v}{R_v g} \quad (2.43)$$

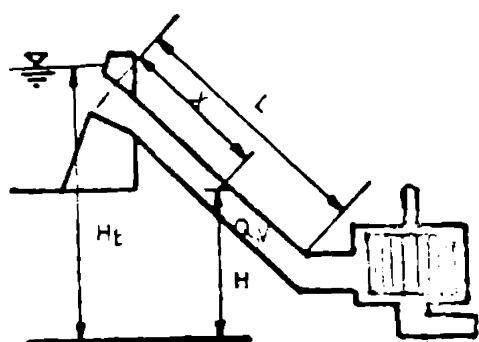


Fig.2.21. Conducta forțată și turbina hidro

Dacă se consideră expresia puterii debitată de centrală (in kW) funcție de viteza apei în conducta forțată, adică:

$$P = \frac{V \cdot H_t \cdot S_c \cdot \eta}{11,8} \quad (2.44)$$

unde S_c este secțiunea conductei și η este randamentul ansamblului turbină-generator, rezultă :

$$T_W = \frac{11,8 P \cdot L}{H_t^2 \cdot S_c \cdot \eta \cdot g} \quad (2.45)$$

sau

$$T_W = \frac{0,366 \cdot P \cdot L}{H_t^2 \cdot S_c \cdot \eta} \quad (2.46)$$

relație care permite calculul timpului de lansare al apei funcție de căderea de calcul, puterea debitată, randamentul instalației și geometria conductei forțate. Se observă că timpul de lansare al apei este cu atât mai redus cu cât căderea este mai mare. În mod usual valorile lui T_W sînt cuprinse între (0,5-7)secunde.

Acest model matematic este simplu, ușor de minuit, dar este prea general și nu poate fi aplicat în cazul conductei forțate lungi. În această situație /90/ funcția de transfer a sistemului hidraulic descrisă în figure 2.20 se va modifica datorită faptului că trebuie luată în considerare elasticitatea coalesei de apă. De obicei, aceasta se reprezintă printr-o constantă de timp de reflexie, T_0 , a conductei forțate /149/, rezultînd pentru funcția de transfer a sistemului hidraulic, expresia :

$$\frac{\Delta P_M}{\Delta S_P} = \frac{1 - \frac{T_W}{T_0} \text{th}(T_0 s)}{1 + \frac{T_W}{2T_0} \text{th}(T_0 s)} \quad (2.47)$$

Dacă se face o transformare Padé de ordinul II adică:

$$\text{th}(T_0, s) = \frac{1 - e^{-2T_0 s}}{1 + e^{-2T_0 s}} \quad \text{și} \quad e^{-2T_0 s} = \frac{1 - T_0 s + \frac{T_0^2 s^2}{3}}{1 + T_0 s + \frac{T_0^2 s^2}{3}}$$

Se obține pentru funcția de transfer a sistemului hidro cu conductă forțată lungă expresia :

$$\frac{\Delta P_H}{\Delta S_p} = \frac{1 - T_W s}{1 + \frac{T_W s}{2} + \frac{T_W^2 s^2}{3}} \quad (2.48)$$

Pentru constanta de timp de reflexie a conductei se atribuie valoarea de $T_0 = 2$ secunde /147/, pentru $T_W = 1,24$ secunde.

Astfel modelul din figura 2.19, cît și cel dat de relația (2.46) sînt modele simple, utile pentru o analiză calitativă a dinamicii unui SSE, dar prea generale pentru o descriere detaliată, cantitativă a comportării amenajării hidraulice în procese DTL, a influenței acesteia asupra evoluției dinamice a GS și, în ultimă instanță, a SEE.

De aceea autorul a considerat că o reprezentare mai detaliată a amenajării hidraulice și o analiză în consecință a fenomenelor aferente ei se impune ca necesară în studiile de DTL ale unui SSE. În /12/, /14/, /16/ și /32/ sînt prezentate foarte pe larg astfel de analize și sînt date modele matematice complexe ale amenajărilor hidraulice cu sau fără castel de echilibru. Pe baza lor, e-a conceput un nou model matematic cu caracter general și posibilități concrete de aplicare la orice tip de centrală hidraulică.

2.2.2. Model matematic complex pentru amenajarea hidraulică

În vederea obținerii modelului matematic complex pentru sistemul hidraulic sînt necesare cîteva precizări și calcule preliminare. Astfel :

a) Toate mărimile se exprimă în u.r. raportate la mărimile absolute corespunzătoare punctului de funcționare din regimul staționar anterior perturbației.

b) Considerarea problemei stabilității sistemului hidraulic presupune că la o variație de timp relativ mică, Δt , toate mărimi-

le variază numai în vecinătatea punctului lor corespunzător regimului permanent, fapt fizic acceptabil datorită inerției mari a sistemului și constantelor mari de timp corespunzătoare. Acest lucru permite neglijarea infiniților mici de ordin superior lui doi și reținerea numai a primilor termeni din dezvoltarea în serie în jurul punctului de regim permanent, adică practic, liniarizarea ecuațiilor care descriu comportarea în timp a diferitelor elemente ale sistemului hidraulic.

c) Se definesc patru mărimi adimensionale pentru turbina hidraulică /141/ funcție de parametrii mecanici, hidraulici și geometrici ai turbinei :

- cifra energiei turbinei $\epsilon = \frac{2gH}{R^2 n^2}$; (2.49)

- cifra debitului turbinei $\gamma = \frac{Q}{SR^3 n}$; (2.50)

- cifra puterii turbinei $\Upsilon = \frac{2 \cdot P}{\rho SR^5 n^3}$; (2.51)

- cifra randamentului turbinei $\eta = \frac{P}{\rho g H_n Q_n}$ (2.52)

Între cele patru mărimi există relația de legătură

$$\Upsilon = \epsilon \cdot \gamma \cdot \eta \quad (2.53)$$

d) Se definește secțiunea de referință a turbinei hidraulice, ca raportul

$$s = \frac{S}{R^2} \quad /u.r./ \quad (2.54)$$

în care S - secțiunea turbinei și R - raza turbinei (împreună cu paletele).

Pentru diferite tipuri de turbine, secțiunea turbinei se calculează astfel:

- la turbine Francis, Kaplan și tip elicoidal :

$$S = (R^2 - R_n^2) \quad , \text{ unde } R_n - \text{ raza axului ;}$$

- la turbine Pelton :

$$S = \pi R_0^2 \quad , \text{ unde } R_0 - \text{ raza ajutorului.}$$

e) Se definesc două mărimi de bază pentru castelul de echilibru și galeria de aducțiune, și anume :

- ridicarea maximă a nivelului apei în castelul de echilibru ca urmare a închiderii instantanee totale a vanelor, la o pie-

dere de sarcină nulă :

$$z_x = v_{go} \sqrt{\frac{L_g S_g}{g S_{ch}}} \quad (2.55)$$

în care L_g , S_g sînt lungimea și secțiunea galeriei de aducțiune, S_{ch} - secțiunea castelului de echilibru, v_{go} , viteza apei în conductă în regim permanent și g , accelerația gravitațională.

- constanta de timp a conductei de aducțiune :

$$T_g = \sqrt{\frac{L_g S_{ch}}{g S_g}} \quad (2.56)$$

2.2.2.1. Determinarea parametrilor hidraulici fundamentali ai turbinei hidraulice

În regim permanent, dacă se neglijează cavitația, comportarea hidraulică a unei turbini este determinată de relațiile /141/:

$$\begin{aligned} F(\varepsilon, \delta, \eta) &= 0 ; \\ F(\varepsilon, \delta, \Delta) &= 0 , \end{aligned} \quad (2.57)$$

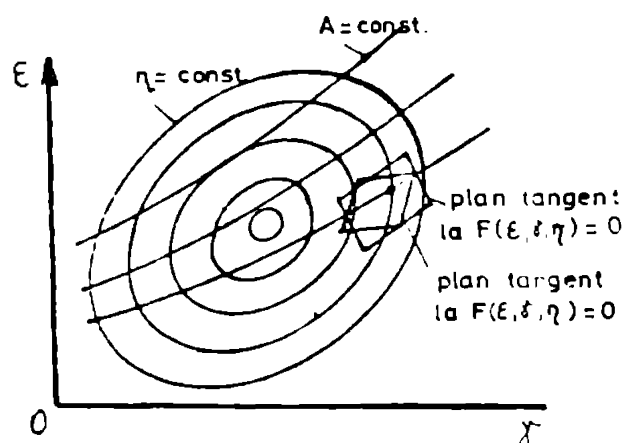
care în sistemul cartezian spațial reprezintă două suprafețe. Dacă însă, se utilizează reprezentarea în plan, se obțin, de exemplu, funcțiile :

$$\begin{aligned} \varepsilon &= f(\delta) \quad \text{cu } \eta \text{ - parametru ;} \\ \varepsilon &= f(\delta) \quad \text{cu } \Delta \text{ - parametru reprezentînd poziția aparatului director} \end{aligned}$$

Aceste funcții se pot reprezenta în planul ε, δ conform figurii 2.22.

Dacă se consideră punctul O ca punct de funcționare în regim permanent, comportarea turbinei din punct de vedere al stabilității este în întregime determinată de două plane tangente în punctul O la suprafețele descrise de (2.57). Dar, orientarea fiecărui plan e determinată de doi coeficienți unghiulari, deci teoretic e suficientă cunoașterea a 4 coeficienți unghiulari pentru a trata orice problemă de stabilitate a turbinei în jurul punctului corespunzător regimului permanent. Practic, aceș-

ti 4 coeficienți unghiulari se obțin în u.r. ca fiind :



$$t_1 = \frac{\partial r}{\partial \epsilon} \Big|_{\Delta_0}; \quad t_2 = \frac{\partial r}{\partial \Delta} \Big|_{\epsilon_0};$$

$$t_3 = \frac{\partial \eta}{\partial \epsilon} \Big|_{\Delta_0}; \quad t_4 = \frac{\partial \eta}{\partial \Delta} \Big|_{\epsilon_0} \quad (2.58)$$

Fig.2.22. Reprezentarea caracteristicilor de funcționare ale turbinei hidraulice

Cei 4 coeficienți unghiulari reprezintă parametrii fundamentali ai unei turbine hidraulice. Valorile lor însă

nu pot fi calculate dacă suprafețele care caracterizează comportarea hidraulică a turbinei nu pot fi exprimate analitic. De aceea, pentru rezolvarea acestei probleme s-a recurs la date statistice /16/ obținute de la un mare număr de turbine de toate tipurile (Pelton, Francis, elicoidale și Kaplan) rezultând curbele de variație a valorilor parametrilor hidraulici fundamentali funcție de cifra de viteză, date în figura 2.23. Cifra de viteză a turbinei s-a definit prin relația:

$$v = n \sqrt{\frac{Q}{s(gH_n)^{3/2}}} \quad (2.59)$$

în care Q - debitul turbinei, n - turația, s - secțiunea de referință, H_n - căderea netă și g - accelerația gravitațională.

Cu ajutorul parametrilor hidraulici fundamentali se definesc următorii parametri hidraulici auxiliari:

$$\begin{aligned} t_5 &= 1+t_1+t_3 & t_8 &= t_2 \cdot t_5 \\ t_6 &= t_2+t_4 & t_9 &= 1-2t_1-2t_3 \\ t_7 &= 1-2t_1 & t_{11} &= -2t_3 \end{aligned} \quad (2.60)$$

Aceștia, împreună cu parametrii fundamentali definesc complet comportarea turbinei hidraulice în probleme de stabilitate.

Se observă că parametrii hidraulici ai turbinei se modifică odată cu modificarea turației, debitului sau căderii

note a acestuia fapt ce implică recalcularea lor la fiecare pas de timp a procesului dinamic.

Dacă se calculează în u.r. diferențialele funcțiilor

$\delta_r = f(\varepsilon_r, a)$, $\eta_r = f(\varepsilon_r, a)$ și $\gamma_r = \varepsilon_r \delta_r \eta_r$ se obțin:

$$d\delta_r = \left. \frac{\partial \delta_r}{\partial \varepsilon_r} \right|_{A_0} \cdot d\varepsilon_r + \left. \frac{\partial \delta_r}{\partial a} \right|_{\varepsilon_0} \cdot da ; d\eta_r = \left. \frac{\partial \eta_r}{\partial \varepsilon_r} \right|_{A_0} \cdot d\varepsilon_r + \left. \frac{\partial \eta_r}{\partial a} \right|_{\varepsilon_0} \cdot da$$

$$d\gamma_r = d\varepsilon_r + d\delta_r + d\eta_r$$

care în funcție de parametrii hidraulici, t_1 , se mai pot scrie

$$\begin{aligned} d\gamma_r &= t_5 d\varepsilon_r + t_6 da ; \\ d\delta_r &= t_1 d\varepsilon_r + t_2 da ; \\ d\eta_r &= t_3 d\varepsilon_r + t_4 da ; \\ d\gamma_r &= t_5 d\varepsilon_r + t_6 da \end{aligned} \quad (2.61)$$

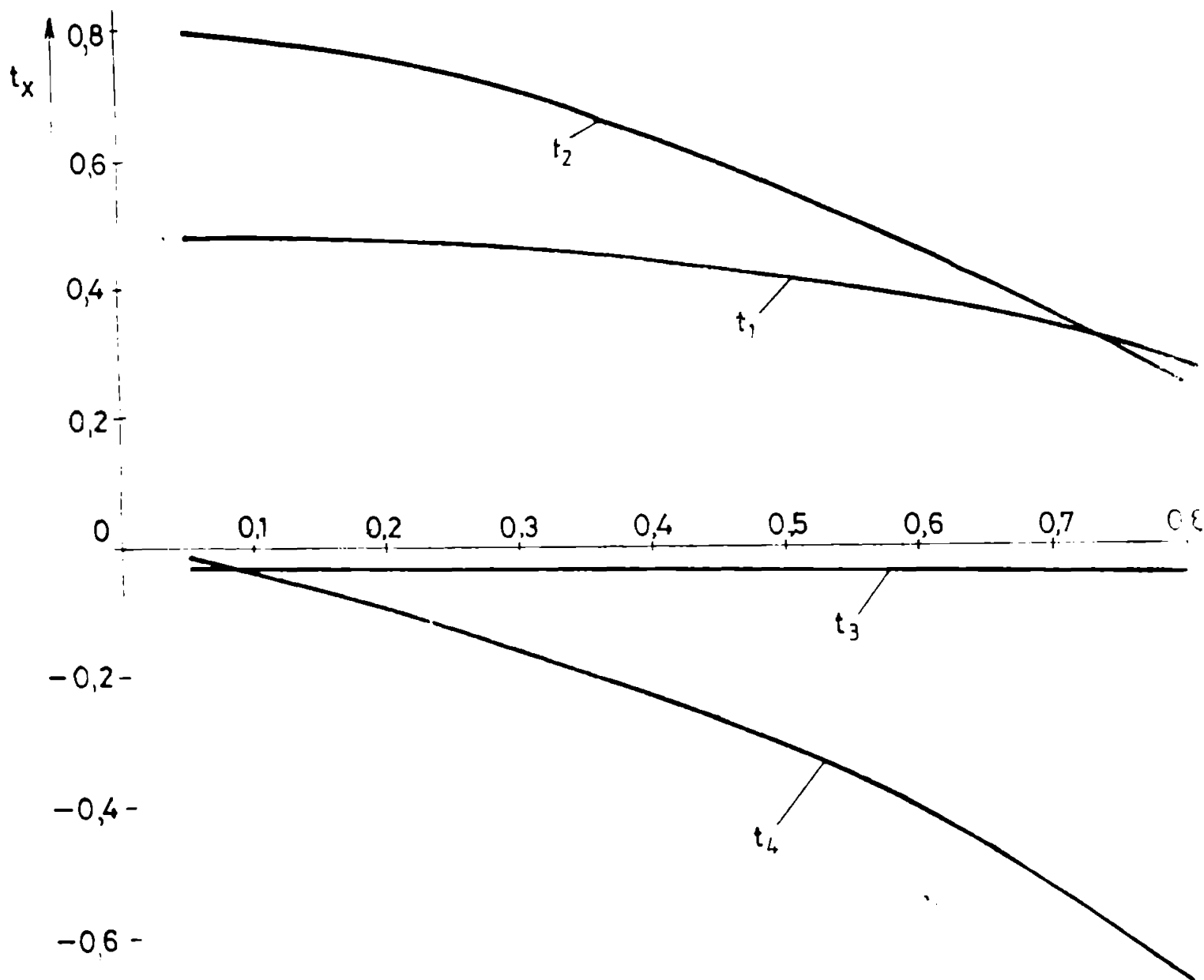


Fig.2.23. Relații de natură statistică între parametrii hidraulici fundamentali și cifra de viteză, .

2.2.2.2. Ecuațiile de funcționare ale sensațiilor hidraulice. / / / /

2.2.2.2.1. Ecuația pierderilor în galeria de aducțiune

Considerându-se galeria de aducțiune perfect rigidă, pierderile de sarcină în galerie pot fi considerate proporționale cu pătratul debitului volumic, Q_V , de apă. Dacă se exprimă pierderile în galerie prin căderea, H_g , în galeria de aducțiune se poate scrie :

$$H_g = \frac{K}{g} Q_{Vg}^2$$

în care K_g este coeficientul pierderilor de sarcină. În punctul de funcționare corespunzător regimului permanent se obține :

$$H_{g0} = \frac{K}{g} Q_{Vg0}^2$$

și deci, în u.r. raportate la mărimile din punctul de funcționare, avem :

$$h_g = q_{Vg}^2$$

variația pierderilor se obține prin derivare, adică

$$dh_g = 2 q_{Vg} dq_{Vg}$$

sau, liniarizînd ecuația și admitînd $q_{Vg} = 1$ rezultă

$$\Delta h_g = 2 \Delta q_{Vg} \quad (2.62)$$

2.2.2.2.2. Ecuația energiei cinetice în punctul de inserție al castelului de echilibru

Admitînd că această energie cinetică e determinată de debitul apei ce se scurge în galeria de aducțiune, ipoteză evidentă în regim permanent, dar discutabilă în regim transitoriu, însă suficientă la mici oscilații ale plamului apei în castelul de echilibru, avem :

$$E_{ch} = \frac{\rho V ch}{2}$$

sau exprimînd energia cinetică raportată la masa de fluid, adică

aşa-numita energie cinetică specifică, se poate scrie, în u.r.:

$$e_{ch} = \frac{v_{ch}^2}{2} = K_c q_{vg}^2$$

În urma derivării și liniarizării, rezultă :

$$\Delta e_{ch} = 2 \Delta q_{vg} \quad (2.63)$$

2.2.2.2.3. Ecuația castelului de echilibru

Acesta se consideră cilindric, rigid și fără frecări. Suprafața sa minimă (pentru o comportare stabilă exceptând mici variații de debit) este dată de condiția Thoma /56/ :

$$S_{ch} > S_g \frac{L_R}{k_g 2g H_{bo}} \quad (2.64)$$

Ecuația de umplere a castelului de echilibru este

$$S_{ch} \frac{dx}{dt} = Q_{ch} \quad (2.65)$$

Dacă se definește constanta de timp a castelului de echilibru prin :

$$T_{ch} = \frac{S_{ch}(H_{bo} - H_{go})}{Q_{vgo}} \quad (2.66)$$

și se notează $q_{ch}^m = \frac{Q_{ch}}{Q_{vgo}}$ și $X = \frac{x}{H_{bo} - H_{go}}$, ecuația (2.66) se mai poate scrie

$$T_{ch} \frac{dx}{dt} = q_{ch}^m \quad (2.67)$$

2.2.2.2.4. Ecuația debitelor

Debitele în galeria de aducțiune, conducta forțată și castelul de echilibru sînt legate prin relația :

$$Q_{vg} = Q_c + Q_{ch}$$

iar în punctul corespunzător regimului permanent, ecuația de continuitate ne dă:

$$Q_{g_0} = Q_c$$

Dacă se împart cele două ecuații membru cu membru și se derivează, ținând cont că $q_{ch_0}^m = 0$, adică $q_{ch} = q_{ch}^m$, avem:

$$q_{ch}^m = q_{v_g} - q_c \quad (2.68)$$

2.2.2.2.5. Ecuația galeriei de aducțiune

Considerând că nu apar decât mici oscilații ale planului apei în jurul poziției corespunzătoare regimului permanent, iar scurgerea apei în galerie are loc numai în sensul amonte-aval, teorema impulsului aplicată tubului de lichid format de apa din galerie conduce (în urma înlocuirii tuturor forțelor care apar, prin expresiile lor) la relația:

$$S_g L \frac{dv_g}{dt} = - S_g (gZ + gH_g + \frac{v_{ch}^2}{2} - g\Delta H_b)$$

Cum prin definiție: $gX = gZ + gH_{g_0} + \frac{v_{ch}^2}{2}$, ecuația devine:

$$L \frac{dv_g}{dt} = - gX - g\Delta H_g - \Delta \frac{v_{ch}^2}{2} + g\Delta H_b \quad (2.69)$$

Dacă se definește constanta de timp de inerție a galeriei de aducțiune ca fiind:

$$T_{g1} = \frac{T_g}{h_0} \quad (2.70)$$

unde

$$h_0 = \frac{H_{b_0} - H_{g_0}}{Z^m} \quad \text{este o constantă adimensională și se ex-}$$

primă presiunea relativă a apei în galerie, în regim permanent prin $p_0 = \frac{H_{g_0}}{Z^m}$ se obține pierderea de sarcină în galerie în regim permanent ca fiind:

$$c_2 = \frac{p_0}{h_0} \quad (2.71)$$

și energia cinetică în punctul de inserție al castelului de echilibru, în regim permanent:

$$c_4 = \frac{v_{ch}^2}{2g(H_{bo} - H_{go})} \quad (2.72)$$

Cu acestea, ecuația (2.69) se poate scrie în u.r. ca fiind:

$$T_{gi} \frac{d\Delta q_v}{dt} = -x - c_2 g \Delta h_g - c_4 \Delta e_{ch} + (1+c_2) g \Delta h_b \quad (2.73)$$

sau, pe baza relațiilor (2.62), (2.63), (2.67) și (2.68) rezultă

$$T_{ch} \cdot T_{gi} \frac{d^2 x}{dt^2} + 2(c_2 + c_4) T_{ch} \frac{dx}{dt} + x = - T_{gi} \frac{dq_0}{dt} - 2(c_2 + c_4) q_c + (1+c_2) g \Delta h_b \quad (2.74)$$

2.2.2.2.6. Ecuația energiei specifice raportată la masă în punctul de inserție al castelului de echilibru

Considerind ipoteza că energia cinetică în punctul de inserție al castelului de echilibru este, în fiecare moment, determinată de debitul de apă ce se scurge prin galeria de aducțiune, pentru mici oscilații ale planului spei, energia se obține din următorul bilanț:

$$E_a = mg(H_b - H_g) = mg(H_{bo} - H_{go}) - \frac{mv_{cho}^2}{2} + mgx + \frac{mv_{ch}^2}{2}$$

Castelul de echilibru, conform acestei ecuații, se comportă ca un tub piezometric, adică nivelul său măsoară presiunea statică în punctul de inserție.

Dacă se raportează energia la masă se obține energia specifică a cărei variație se poate exprima prin :

$$\Delta e_a^m = gx + \Delta e_{ch}^m$$

sau, în u.r. obținute prin împărțirea la e_{go}^m se obține :

$$\Delta e_a = x + c_4 \Delta e_{ch} \quad (2.75)$$

Dacă se ține seama și de ecuația (2.63) avem :

$$\Delta e_a = x + 2c_4 \Delta q_{vg}$$

și prin combinarea ecuațiilor (2.62), (2.63), (2.73) și (2.75) rezultă:

$$T_{gi} \frac{d\Delta e_a}{dt} + 2(c_2 + c_4) \Delta e_a - T_{gi} \frac{dx}{dt} + 2c_2 x + 2c_4(1 + c_2) g h_b \quad (2.76)$$

2.2.2.2.7. Ecuația pierderilor de sarcină în conducta forțată

Energia specifică raportată la masă a pierderilor de sarcină în conducta forțată este, în u.r., proporțională cu pătratul debitului de apă prin conductă :

$$e_c = q_c^2$$

iar variația ei în jurul punctului de funcționare corespunzător regimului permanent este :

$$de_c = 2 dq_c$$

care în urma liniarizării devine :

$$\Delta e_c = 2 \Delta q_c \quad (2.77)$$

2.2.2.2.8. Ecuația loviturii de berbec în conducta forțată

Pentru scrierea acestei ecuații se consideră că elasticitatea apei și a conductei forțate sînt neglijabile și se admite că pierderile de sarcină în conductă sînt nule și presiunea este constantă în vîrfurile conductei ca urmare a prezenței nivelului liber al apei în cisternul de echilibru.

Aplicînd teorema impulsului pe un tronson elementar de lichid, de secțiune S_c și lungime dL_c avem :

$$\frac{d}{dt} (\rho S_c v_c dL_c) = - S_c dp,$$

în care dp este diferența de presiune provocată de variația vitezei apei între suprafețele amonte și aval ale tronsonului elementar de lichid considerat.

Relația de mai sus se mai poate scrie, în u.r.:

$$de_p = \frac{dp}{\rho} = - \frac{V_{co} dL_c}{e_{ko}^2} \frac{d\Delta q_c}{dt},$$

care dă prin integrare :

$$e_p = - T_c \frac{d\Delta q_c}{dt}, \quad (2.78)$$

în care $e_p = \frac{p}{\rho e_{ko}^2}$ este energia specifică raportată la masă și în

u.r. datorată loviturii de berbec, $e_{ko}^2 = gH_{no}$ este energia specifică corespunzătoare căderii nete în regim permanent, iar T_c este constanta de timp de inerție hidraulică a conductei forțate și se calculează cu relația :

$$T_c = \frac{\int_0^{L_c} V_{co} dL_c}{gH_{no}} \quad (2.79)$$

2.2.2.2.9. ecuația energiei specifice nete raportată la masă

Energia specifică netă raportată la masă, adică energia specifică pînă la amonte de turbină se obține din relația :

$$e_k^2 = e_a^2 - e_c^2 + e_p^2,$$

iar în punctul corespunzător regimului permanent

$$e_{ko}^2 = e_{ao}^2 - e_{co}^2$$

$$\text{Considerînd raportul } h_2 = \frac{e_{co}^2}{e_{ko}^2}, \quad (2.80)$$

care reprezintă pierderea de sarcină în conducta forțată în regim permanent, în u.r. vom avea :

$$e_k = (1+h_2)e_a - h_2e_c + e_p$$

Dacă se ține cont de faptul că $e_{p0} = 0$, adică $\Delta e_p = e_p$ se obține după diferențiere și liniarizare :

$$\Delta e_k = (1+h_2)\Delta e_a - h_2\Delta e_c + e_p \quad (2.81)$$

sau, cu ajutorul relațiilor (2.77) și (2.78) rezultă :

$$\Delta e_k = (1+h_2)\Delta e_s - 2h_2\Delta q_c - T_c \frac{d\Delta q_c}{dt} \quad (2.82)$$

2.2.2.2.10. Ecuația debitului turbinei

În punctul de funcționare corespunzător regimului permanent cifre energiei, ε , și cifra debitului, γ , ale turbinei date de relațiile (2.49) și (2.50) se scriu :

$$\varepsilon_0 = \frac{2gHn_0}{R^2 n_0^2} \quad \text{și} \quad \gamma_0 = \frac{2Q_0}{SR^3 n_0}$$

Deoarece energia specifică netă este $E_k = g \cdot H_n$; împărțind cele 2 ecuații membru cu membru și în u.r. , rezultă:

$$\varepsilon_r = \frac{e_k}{n_r^2} \quad ; \quad \gamma_r = \frac{q}{n}$$

și prin derivare

$$d\varepsilon_r = \frac{1}{n_r^2} de_k - \frac{2e_k}{n_r^3} dn_r$$

$$d\gamma_r = \frac{1}{n_r} dq - \frac{q}{n_r^2} dn_r$$

sau, liniarizînd în jurul punctului de regim permanent

$$d\varepsilon_r = de_k - 2 \frac{e_k}{n_r} dn_r \quad (2.83)$$

$$d\gamma_r = dq - \frac{q}{n_r} dn_r$$

Introducînd acestea în expresia lui $d\delta_r$ dată de relația (2.61) se obține :

$$dq = (1-2t_1)dn_r + t_1 de_k + t_2 de_s$$

care după liniarizare devine

$$\Delta q = t_7 \Delta n_r + t_1 \Delta e_k + t_2 \Delta e_s \quad (2.84)$$

Se observă că pentru respectarea legii continuității avem întotdeauna $\Delta q_c = \Delta q$.

2.2.2.2.11. Ecuația randamentului turbinei hidraulice

Dacă în relația randamentului din (2.61) se introduce expresia lui $d\varepsilon_r$ din (2.83) se obține după liniarizare :

$$\Delta\eta_r = t_{11}\Delta n_r + t_3\Delta e_k + t_4\Delta a \quad (2.85)$$

2.2.2.2.12. Ecuația puterii mecanice a turbinei hidraulice

Pe baza relațiilor (2.49) și (2.51), pentru o turbină dată, avem în u.r.:

$$\varepsilon_r = \frac{e_k}{2n_r} \quad \text{și} \quad \psi_r = \frac{p_m}{n_r},$$

iar în jurul punctului de funcționare corespunzător regimului permanent :

$$d\varepsilon_r = de_k - 2dn_r, \quad d\psi_r = dp_m - 3dn_r$$

Introducând acestea în expresia lui $d\psi_r$ din relațiile (2.61) se obține după liniarizare :

$$p_m = t_9\Delta n_r + t_5\Delta e_k + t_6\Delta a \quad (2.86)$$

2.2.2.3. Expresia matematică a modelului matematic complex al amenajării hidro

Pe baza celor prezentate mai sus se poate scrie un sistem de 5 ecuații diferențiale și algebrice care să sintetizeze modelele matematice ale diferitelor elemente din cadrul amenajării hidraulice prevăzută cu galerie de aducțiune și castel de echilibru și care, împreună cu ecuația de mișcare a rotoarelor (turbina + generator) și cu ecuațiile sistemului de reglare a vitezei grupului să caracterizeze complet comportarea unui grup hidroelectric în problemele de stabilitate DTL.

Grupul de 5 ecuații diferențiale și algebrice este format din:

- ecuația nivelului apei în castelul de echilibru
- ecuația energiei specifice în punctul de inserție al castelului de echilibru
- ecuația energiei specifice nete (căderii nete)
- ecuația debitului turbinei

- ecuația puterii mecanice a turbinei

Pentru a ușura rezolvarea acestui sistem de ecuații prin integrarea celor diferențiale și rezolvarea celor algebrice, ecuațiile sistemului s-au ordonat și s-au așezat într-o formă accesibilă aplicării metodelor numerice de integrare, de tipul Runge-Kutta. S-a obținut astfel sistemul :

$$\frac{dB}{dt} = - \frac{2(\sigma_2 + \sigma_4)}{T_{g1}} B - \frac{1}{T_{g1} T_{ch}} x - \frac{2(\sigma_2 + \sigma_4)}{T_{g1} T_{ch}} \Delta q - \frac{1}{T_{ch}} \frac{d\Delta q}{dt} + \frac{1 + \sigma_2}{T_{g1} T_{ch}} g \Delta h_b ;$$

$$\frac{dx}{dt} = B ;$$

$$\frac{d\Delta e_a}{dt} = 1 \cdot B + \frac{2\sigma_2}{T_{g1}} x - \frac{2(\sigma_2 + \sigma_4)}{T_{g1}} \Delta e_a + \frac{2\sigma_4(1 + \sigma_2)}{T_{g1}} g \Delta h_b ;$$

$$\frac{d\Delta q}{dt} = \frac{(1 + h_2)}{T_o} \Delta e_a - \frac{2h_2}{T_o} \Delta q - \frac{1}{T_o} \Delta e_k ; \quad (2.87)$$

$$\Delta e_k = \frac{1}{t_1} (\Delta q - t_7 \Delta n_r - t_2 \Delta a) ;$$

$$\Delta p_m = t_5 \Delta e_k + t_9 \Delta n_r + t_6 \Delta a$$

La setul de ecuații (2.87) se adaugă ecuația de mișcare și ecuațiile SRAV, care dau valorile lui Δn_r și a variației poziției vanelor, Δa .

Pentru determinarea valorilor inițiale ale variabilelor, corespunzătoare regimului permanent staționar, anterior perturbației se anulează derivatele sistemului (2.87) obținându-se setul de ecuații algebrice :

$$x_0 = -2(\sigma_2 + \sigma_4) \Delta q_0 + (1 + \sigma_2) g \Delta h_b ;$$

$$\Delta e_{a_0} = \frac{1}{2(\sigma_2 + \sigma_4)} (2\sigma_2 x_0 + 2\sigma_4(1 + \sigma_2) g \Delta h_b) ;$$

$$\Delta q_0 = \frac{1}{2h_2} [(1 + h_2) \Delta e_{a_0} - \Delta e_{k_0}] ; \quad (2.88)$$

$$\Delta e_{k_0} = \frac{1}{t_1} (\Delta q_0 - t_7 \Delta n_{r_0} - t_2 \Delta a_0) ;$$

$$\Delta p_m = t_5 \Delta e_{k_0} + t_9 \Delta n_{r_0} + t_6 \Delta a_0$$

Pe baza celor prezentate în paragrafele 2.2.2.2.1-2.2.2.2.12 s-a putut reprezenta, în figura 2.24, schema de

funcționare a unei instalații hidroelectrice prevăzută cu galerie de aducțiune și castel de echilibru. Din această schemă de funcționare rezultă și ecuațiile (2.87) care descriu complet și la modul general funcționarea instalației hidroelectrice.

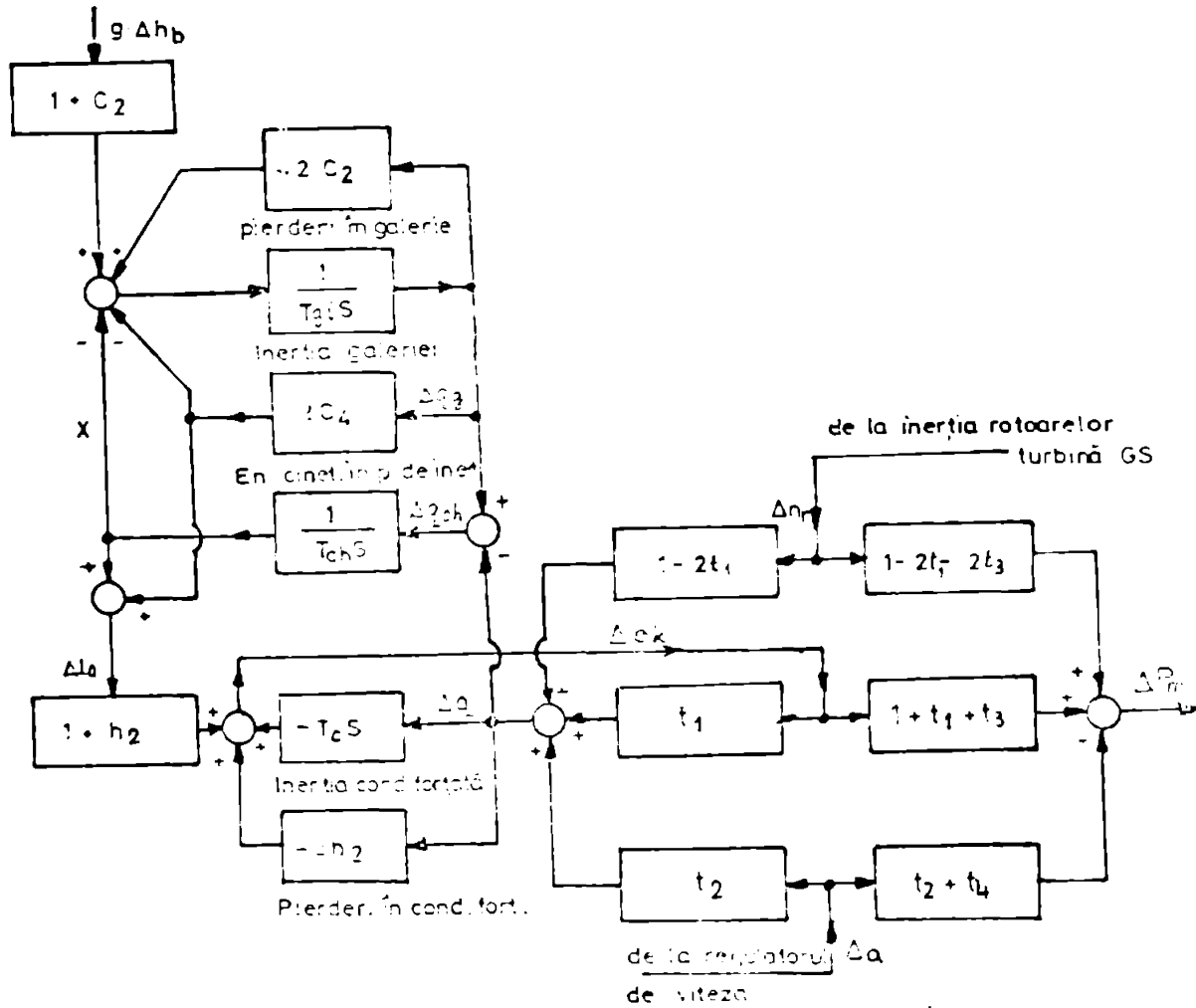


Fig.2.24. Schema de funcționare a unei instalații hidroelectrice prevăzută cu galerie de aducțiune și castel de echilibru

Ecuațiile (2.87) și schema de funcționare corespunzătoare din fig.2.24 descrie cu un caracter general descriind comportarea, în jurul punctului de echilibru, a unei instalații hidroelectrice complete. În cazul în care, în cadrul amenajării hidroaulice lipsește galeria de aducțiune și castelul de echilibru, ecuațiile (2.87) rămân valabile, dar se particularizează prin anularea constantelor corespunzătoare acestor elemente, iar în

figura 2.24, blocurile corespunzătoare dispar din schemă :

2.3. Modelul matematic al sistemului automat de reglare turatie-frecvență (SRAV)

Frecvența, ca parametru unic al SEE, joacă un rol deosebit în funcționarea fiabilă și economică a acestuia. Deoarece funcționarea majorității consumatorilor industriali este dependentă, în diferite forme, de frecvență, modificarea în sensul scăderii ei, conduce la reducerea productivității acestora. De asemenea, dacă se neglijează, (pentru $\cos \varphi = 0,8$) componenta reactivă a curentului, se poate scrie că pierderile de putere activă în SEE sînt proporționale cu puterea a patra a frecvenței /85/:

$$\Delta P_{SEE} \cong Kf^4 \quad (2.89)$$

și deci, o creștere a frecvenței conduce la creșterea pronunțată a pierderilor de putere. Pe lângă avantajele tehnico-economice cunoscute ale menținerii constante a frecvenței în SEE, mai trebuie precizat că aceasta este o cerință obligatorie în condițiile interconectării sistemelor energetice dezvoltate, variațiile de frecvență fiind incompatibile între parteneri /36/, /37/, /105/, /142/.

În realitate, frecvența (turația) nu este menținută strict constantă, ei variabilă în limite prestabilite, slab dependentă de perturbație, care în acest caz este reprezentată de variația puterii active (ΔP) consumată în SEE. În acest caz se realizează caracteristicii statice de turație care să permită o repartiție univocă a mărimilor perturbatoare pe agregatele aflate în paralel, fie în aceeași centrală, fie în diferite noduri ale SEE. /36/, /85/, /86/

2.3.1. Schema bloc și modele matematice pentru sistemul automat de reglare a vitezei (turației) grupurilor generatoare

Reglarea turației (vitezei) grupurilor generatoare din centrale se realizează automat cu ajutorul sistemelor automate de reglare a vitezei turbinelor (SRAV). Pentru a face posibilă preluarea univocă și modificarea după necesități a repartiției

mărilor perturbatoare, reglarea automată a turației este o reglare statică cu stadiumul cuprins în general, în limitele (1-7)% /36/, /85/, /86/, /102/.

Există în practică numeroase tipuri de SRAV cu elemente mecanice, electrice, electronice, etc. cu care se echipază turbinele încă de la fabricație, dar indiferent de tipul lor, SRAV se compun în principal din următoarele elemente : un element de măsurare a turației (sau frecvenței, /85/), sistemele hidroamplificatoare (servomotoare) care preiau deplasarea mufei pendulului și care deplasează organele reglatoare grele ale turbinei și din dispozitivele de reacție, care asigură stabilitatea reglării și calitatea proceselor tranzitorii. În /121/, autorul a prezentat într-o formă sistematizată, diferitele tipuri de SRAV, schemele bloc echivalente și funcțiile de transfer aferente, corespunzător bibliografiei parcurse. Dintre acestea, pentru grupurile termoelectrice, s-au reținut în principiu, datorită gradului înalt de generalizare, schemele bloc și reprezentările matematice aproximative pentru sistemele mecano-hidraulice, respectiv electrohidraulice /10/, /121/, /149/ prezentate în figurile 2.25 și

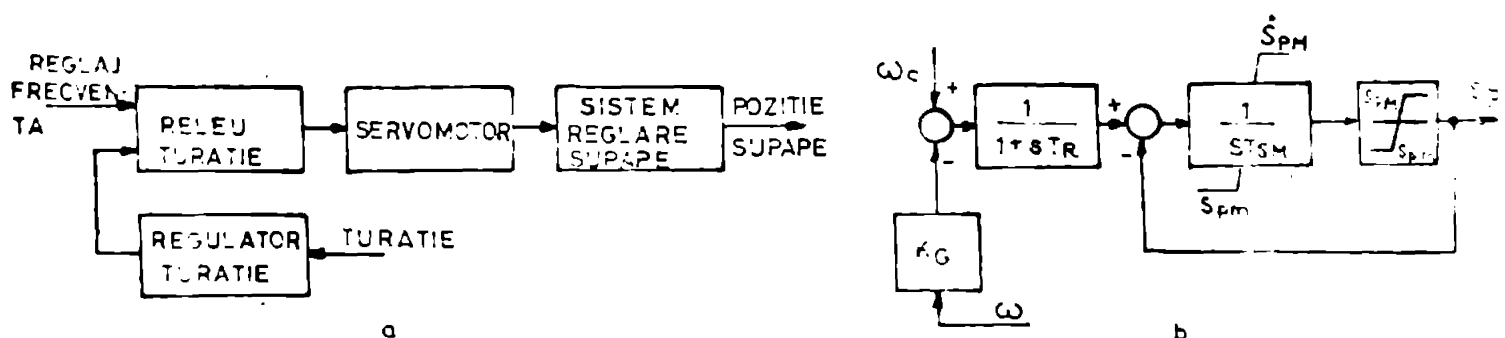


Fig.2.25. SRAV mecano-hidraulic pentru turbine cu abur
 a) Schema bloc de funcționare
 b) Reprezentare matematică aproximativă

În figura 2.27 este reprezentat /149/ un sistem mecano-hidraulic pentru reglarea automată a turației grupurilor hidroelectrice.

Scrierea ecuațiilor care descriu în mod riguros funcționarea SRAV în regimuri dinamice este o operație dificilă /51/, /144/, /145/, care depinde atât de tipul regulatorului folosit cât și de scopul urmărit /89/. Din acest unghi de vedere, complexitatea reprezentării va crește odată cu creșterea rolului instalațiilor

primare asupra comportării dinamice a SEE și implicit asupra generatoarelor sincrone și cu extinderea în timp a regimului dinamic analizat. Astfel, în studiile de stabilitate tranzitorie,

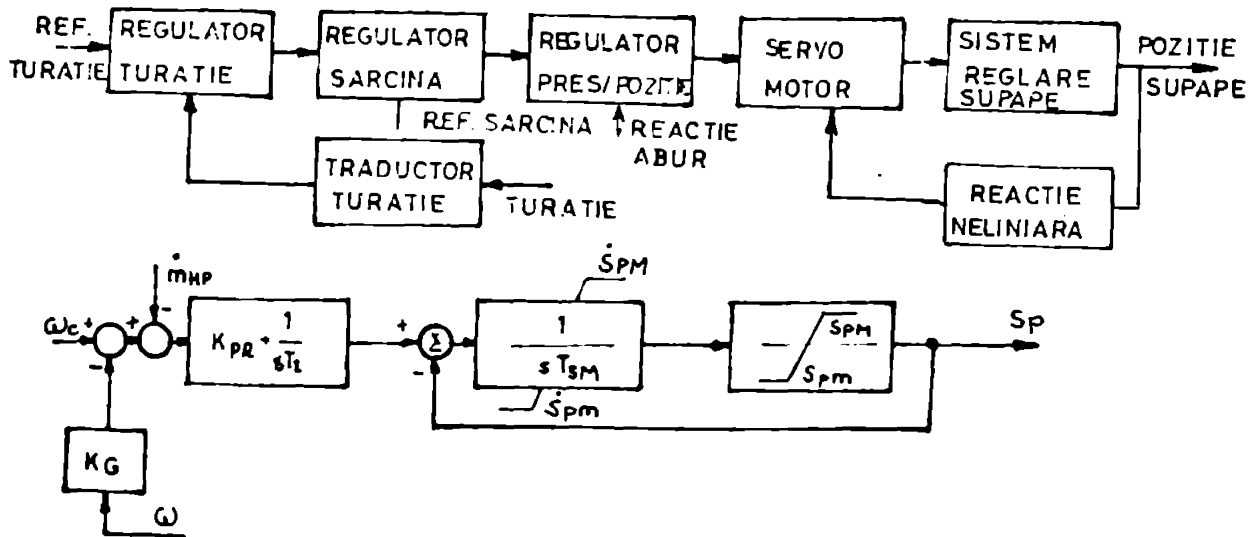


Fig.2.26. SAHV electrohidraulic pentru turbine cu abur
 a) Schema bloc de funcționare;
 b) Reprezentarea matematică aproximativă

DTS și chiar DTA se utilizează foarte mult [70], un model SAHV fără semnale adiționale [17], [24], [44], [106], [127] a cărei reprezentare matematică este dată în figura 2.28 unde s-a reprezentat simplu și turcina termo.

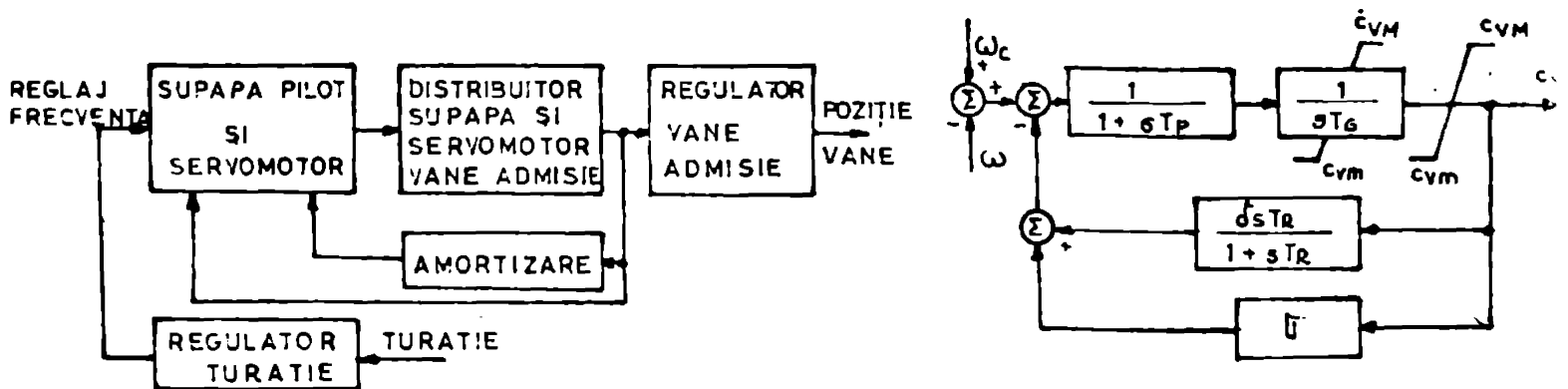


Fig.2.27. SAHV mecano-hidraulic pentru turbine hidro
 a) Schema bloc de funcționare
 b) Reprezentarea matematică aproximativă

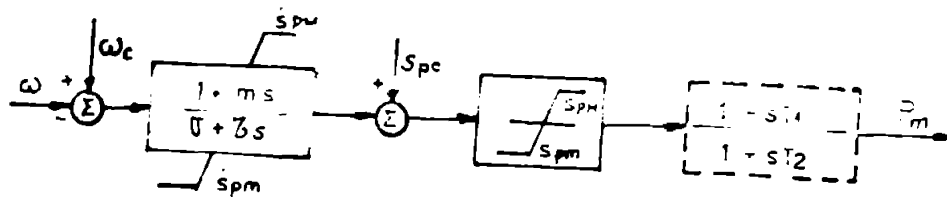


Fig.2.28. Schema bloc pentru modelul simplu la SRV

Ecuațiile care descriu funcționarea SRV pentru acest model sînt:

$$\frac{ds}{dt} = \frac{1}{\tau} (\omega_c - \omega + \sigma(s_p - s)) - n \frac{d\omega}{dt} \quad ;$$

$$\frac{dP_m}{dt} = \frac{1}{T_2} (s_p - P_m - T_1 \frac{ds}{dt}) \quad ; \quad (2.90)$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{T_1} (P_m - P) \quad ; \quad - \text{din ecuația de mișcare}$$

$$s_{p_m} \leq s_p \leq s_{p_M} \quad ; \quad \dot{s}_{p_m} \leq \dot{s}_p \leq \dot{s}_{p_M}$$

Modelul are avantajul că, datorită caracterului general, permite modelizarea atât a SRV pentru instalații termo cât și pentru instalații hidro și în funcție de valorile adoptate pentru coeficienți, modelizează atât sisteme mecano-hidraulice, cât și cele electrohidraulice. Valorile aproximative ale coeficienților sînt date în tabelul 2.3.

Tabelul 2.3. Valorile coeficienților modelului simplu SRV

Tip mașină primară	Tip SRV	σ u.r.n.	ζ /s/	n /s/	s_{p_m} /u.r.n/	s_{p_M} u.r.n/	\dot{s}_{p_m} /u.r.n/	\dot{s}_{p_M} /u.r.n/
turbo	MH	0.05	0.02-0.1	0	1.05	0.25	0.1	-1.0
	BH	0.05	0.05-0.1	1	1.05	0.25	0.1	-0.1
hidro	MH	0.03-0.06	2.0-1.0	2.0-25	1.1	0.1	0.04	-0.2
	BH	0.03-0.06	0.2-1.0	0.5-1.5	1.1	0.1	0.04	-0.2

Deși are numeroase avantaje, acest model nu este preferat în studiile DTL unde se cere un grad mai mare de detaliere a SRV. De aceea, autorul a optat pentru modele generale diferite care să descrie comportarea SRV pentru instalații termo și hidro,

oprinde-se asupra modelelor /149/ descrise în figura 2.29:

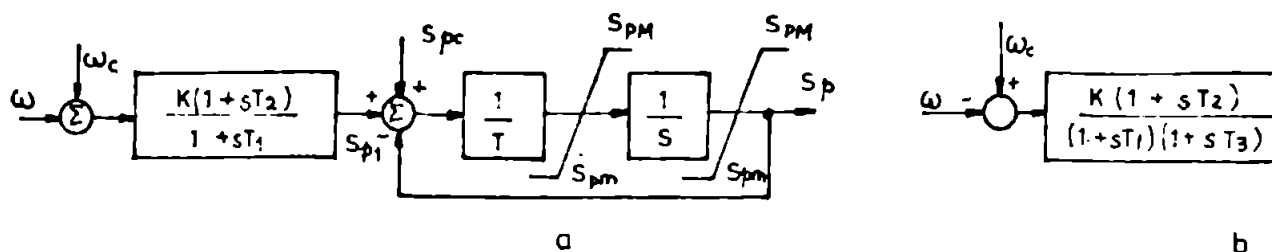


Fig.2.29. Modele generale pentru SHAV :
 a) instalații termo;
 b) instalații hidro

Ecuțiile care descriu comportarea modelelor SHAV din figura 2.29 sînt :

- pentru model turbo :

$$\frac{dS_{p1}}{dt} = \frac{1}{T_1} (K\omega_c - K\omega - S_{p1} - KT_2 \frac{d\omega}{dt}) ;$$

$$\frac{dS_p}{dt} = \frac{1}{T_3} (S_{p0} + S_{p1} - S_p) ; \quad (2.91)$$

$$\dot{S}_{pM} \leq \dot{S}_p \leq \dot{S}_{pM} \quad ; \quad S_{pM} \leq S_p \leq S_{pM}$$

cu valorile inițiale $S_{p0} = S_{p0} = P_{n0}$, $\omega_c = \omega_0$ și $S_{p10} = 0$
 - pentru model hidro:

$$\frac{dz}{dt} = \frac{1}{T_1} (\omega_c - \omega - z - T_2 \frac{d\omega}{dt}) ;$$

$$\frac{dc_{v1}}{dt} = \frac{1}{T_3} (Kz - c_{v1} + KT_2 \frac{dz}{dt}) ; \quad (2.92)$$

$$c_v = c_{vr} + c_{v1} \quad ; \quad c_{vM} \leq c_v \leq c_{vM}$$

cu valorile inițiale $\omega_c = \omega_0$; $z_0 = \omega_c - \omega_0$; $c_{v10} = K(\omega_c - \omega_0)$
 La ecuațiile (2.90) și (2.91) se adaugă ecuația de mișcare a rotoarelor pentru determinarea lui $\frac{d\omega}{dt}$.

Cît privește valorile coeficienților din ecuațiile (2.90) și (2.91), aceștia pot lua următoarele valori orientative: $T_1 = (0,2-2,8)$ s, $T_2 = (0-1,0)$ s, $T_3 = (0,025-0,15)$ s; $K = (10 ; 15 ; 25)$, $S_{pM} = 0,1$ u.r./s, $S_{pM} = -0,1$ u.r./s,

$S_{pm} = 0.0$ u.r., $S_{pM} = 1.0$ u.r., $c_{vm} = 0.1$ u.r., $c_{vM} = 1.1$ u.r.

Modelele generale pentru SFAV, descrise în figura 2.28 sînt aplicabile, utilizîndu-se valori corespunzătoare pentru coeficienți și pentru sistemele de reglare a turației grupurilor generatoare din SEN cu excepția centralei de la Porțile de fier a cărei SFAV are o schemă de funcționare complexă /24/, /70/ conform figurii 2.30.

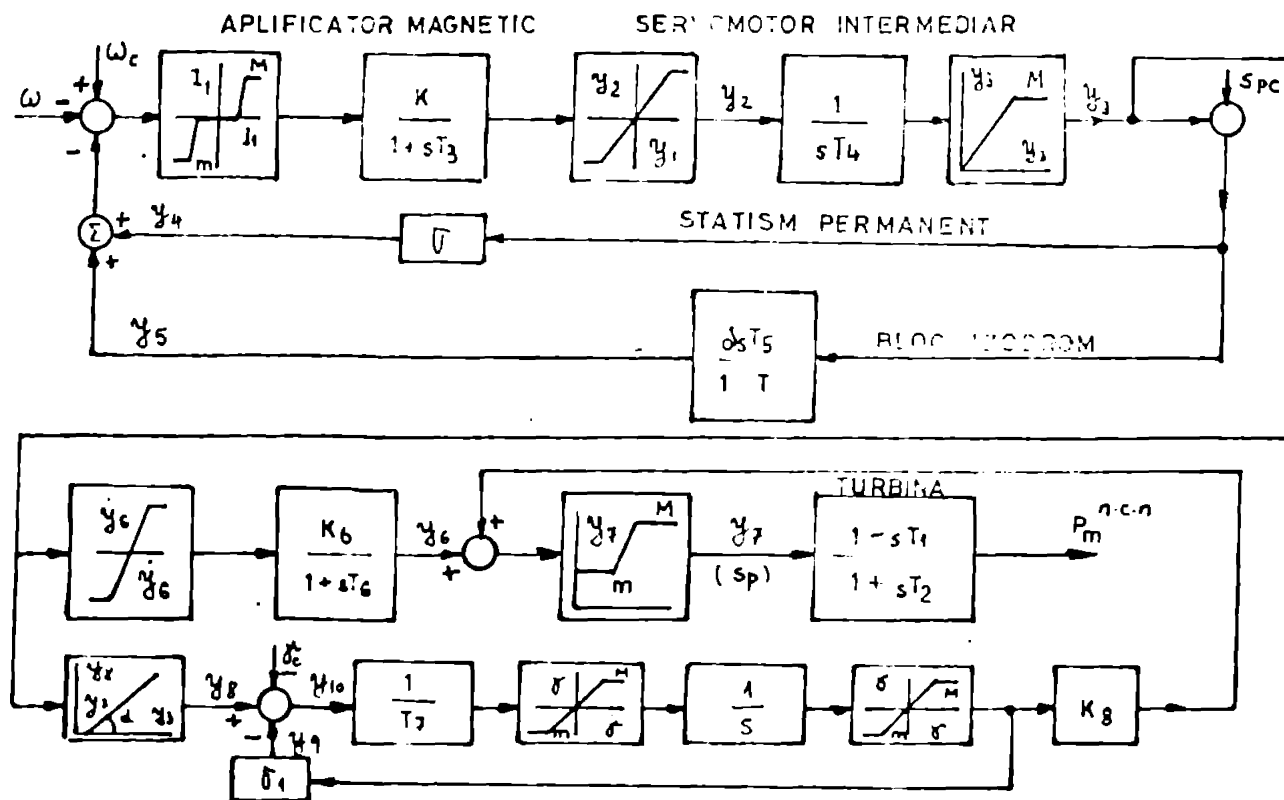


Fig.2.30. Schema bloc de funcționare a SFAV de la Porțile de fier I

Modul de funcționare al SFAV de la Porțile de fier I și valorile coeficienților, obținute prin identificare, au fost descrise în /24/ și /70/. Mai jos se prezintă numai setul de ecuații care descrie matematic comportarea SFAV, necesar pentru modelizarea corectă a centralei Porțile de fier I în programul DTL. Acest set de ecuații cuprinde 11 ecuații diferențiale și algebrice în afara relațiilor algebrice de limitare, ele descriind complet funcționarea SFAV.

$$y_1 = \omega_c - \omega - y_4 - y_5 ;$$

$$\frac{dy_2}{dt} = \frac{1}{T_3} (K_3 y_1 - y_2) ;$$

$$\frac{dy_3}{dt} = \frac{1}{T_4} y_2 ;$$

$$y_4 = \sigma (y_3 - S_{pc}) ;$$

$$\frac{dy_5}{dt} = - \frac{1}{T_5} y_5 + \delta \frac{dy_3}{dt} ;$$

$$y_7 = y_6 + y_9 ;$$

$$y_8 = (y_3 - y_3) \operatorname{tg} \alpha \cdot K_{PF} ;$$

$$y_9 = y_8 \cdot \gamma ; \quad (2.93)$$

$$y_{10} = y_8 - y_9 - \gamma_c ;$$

$$\frac{d\gamma}{dt} = \frac{1}{T_7} y_{10} ;$$

$$\frac{dP_m}{dt} = \frac{1}{T_2} (y_7 - P_m - T_1 \frac{dy_6}{dt} - T_1 \frac{d\gamma}{dt})$$

Valorile inițiale ale variabilelor rezultă din regimul staționar anterior perturbației, în care se cunosc ω_0 , ω_c , P_{m0} și γ_c , adică

$$S_{p_0} = [\sigma P_{m0} + K_8 (\gamma_c + K_{PF} y_3 \operatorname{tg} \alpha)] / (K_{PF} K_8 \operatorname{tg} \alpha + 1 K_6)^{-1} ;$$

$$\gamma_0 = [K_{PF} P_{m0} \operatorname{tg} \alpha - K_6 (\gamma_c + y_3 K_{PF} \operatorname{tg} \alpha)] / (K_{PF} K_8 \operatorname{tg} \alpha + \sigma_1 K_6)^{-1} ;$$

$$y_{80} = K_{PF} (S_{p_0} - y_3) \operatorname{tg} \alpha ; y_{90} = \sigma_1 \gamma_0 ; y_{70} = P_{m0} ; y_{60} = K_6 S_{p_0} ; y_{30} = S_{pd}$$

La întocmirea programului DTL, autorul a utilizat pentru modelizarea SNAV modelele matematice date prin ecuațiile (2.91) și (2.92), iar pentru centrala Porțile de fier I, modelul matematic descris de ecuațiile (2.93).

2.4. Reprezentarea matematică generală a ansamblului instalațiilor primare ale unei centrale electrice

2.4.1. Modelul instalațiilor primare ale centralei termoelectrice

Pe baza modelelor matematice ale elementelor componente ale unei centrale termoelectrice, descrise în paragrafele anterioare s-a putut concepe o schemă funcțională de ansamblu pentru partea termomecanică a unei centrale electrice, schemă care pe lângă faptul că descrie matematic funcționarea sistemului fizic corespunzător, permite determinarea tuturor legăturilor dintre diferitele blocuri funcționale și scrierea întregului set de ecuații ce caracterizează comportarea dinamică a acestui ansamblu. Schema funcțională a ansamblului instalațiilor termomeca-

nice fără sistem coordonator centralizat este reprezentată în figura 2.31.

Modelul reprezentat în figura 2.31 permite modelizarea atât a instalațiilor primare prevăzute cu cazane cu tambur, cât și a celor cu cazane cu străbateră forțată, considerarea influenței debitului de abur de la turbină, m_{HP} , în sistemele de reglare ale cazanului și al SKAV și luarea în considerare a pierderilor din conductele de abur.

Funcționarea ansamblului este descrisă de un set de 24 de ecuații algebrice și diferențiale la care se adaugă inecuațiile limitărilor corespunzătoare, după cum urmează:

$$C_p = P_o + P_{tc} - P - P_t ;$$

$$C_{p11} = K_p C_p ;$$

$$\frac{dC_{p12}}{dt} = K_I C_p ;$$

$$C_{p1} = C_{p11} + C_{p12} ;$$

$$\frac{dG}{dt} = \frac{10}{T_R} G + \frac{10}{T_R} C_{p1} ;$$

$$C_{p2} = G + T_R \frac{dG}{dt} ;$$

$$C_{pm} = C_{p2} + (1-K_f) m_{HP} ;$$

$$0.2 \leq C_{pm} \leq 1.0$$

$$\frac{dD_{q1}}{dt} = \frac{K(t-D)}{T_F} C_{pm} - \frac{1}{T_F} D_{q1} ;$$

$$C_w = (1-K) C_{pm} - D_{q2} ;$$

$$C_{kw1} = K_{w1} C_w ;$$

$$\frac{dC_{kw2}}{dt} = K_{w2} C_w ;$$

(2.94)

$$0.0 \leq C_{kw2} \leq 1.0 ;$$

$$C_{kw} = C_{kw1} + C_{kw2} ;$$

$$0.0 \leq C_{kw} \leq 1.0 ;$$

$$\frac{dD_{q2}}{dt} = \frac{1}{M} C_{kw} - \frac{1}{M} D_{q2} ;$$

$$D_q = D_{q1} + D_{q2} - m_{HP} \dot{\omega} ;$$

$$\frac{D_{pt}}{dt} = \frac{1}{T_P} D_q - \frac{1}{T_P} P_t ;$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{T_L} P_m - \frac{1}{T_L} P ;$$

$$\frac{dspl}{dt} = \frac{K_1}{T_1} \omega - \frac{K_1}{T_1} \omega - \frac{1}{T_1} S_{pl} - \frac{K_1 T_2}{T_1} \frac{d}{dt} ;$$

$$\frac{ds_p}{dt} = \frac{1}{T_3} S_{pc} + \frac{1}{T_3} S_{pl} - \frac{1}{T_3} S_p - (K_{PT} - 1) m_{HP} \dot{\omega} ;$$

$$\dot{S}_{pm} \leq \dot{S}_p \leq \dot{S}_{PM} ;$$

$$S_{pm} \leq S_p \leq S_{PM} ;$$

$$P_v = P_t - K_{PD} \dot{\omega}^2 ;$$

$$\dot{m}_{CV} = S_p \cdot P_v ;$$

$$\frac{d\dot{m}_{HP}}{dt} = \frac{1}{T_{CH}} \dot{m}_{CV} - \frac{1}{T_{CH}} \dot{m}_{HP} ;$$

$$\frac{d\dot{m}_{IP}}{dt} = \frac{1}{T_{RH}} \dot{m}_{HP} - \frac{1}{T_{RH}} \dot{m}_{IP} ;$$

$$\frac{d\dot{m}_{LP}}{dt} = \frac{1}{T_{CO}} \dot{m}_{IP} - \frac{1}{T_{CO}} \dot{m}_{LP} ;$$

$$P_m = F_{HP} \dot{m}_{HP} + F_{IP} \dot{m}_{IP} + F_{LP} \dot{m}_{LP}$$

Valorile variabilelor pentru regimul staționar inițial, anterior perturbației se obțin anulând derivatele din sistemul de ecuații (2.90) și cunoscând că în regim staționar $\omega_0 = \omega_0$, $S_{pc} = P_{m0}$, $P_0 = P$, $P_{tc} = P_{tn}$ și $S_{plo} = 0$.

Relațiile (2.93) caracterizează complet funcționarea instalațiilor primare termomecanice și pot fi particularizate pentru diverse tipuri constructive ale acestora prin valori corespunzătoare date coeficienților K , K_P , K_{PT} , K_{PD} . Ele au fost utilizate corespunzător pentru modelizarea diferitelor centrale din SEE analizat.

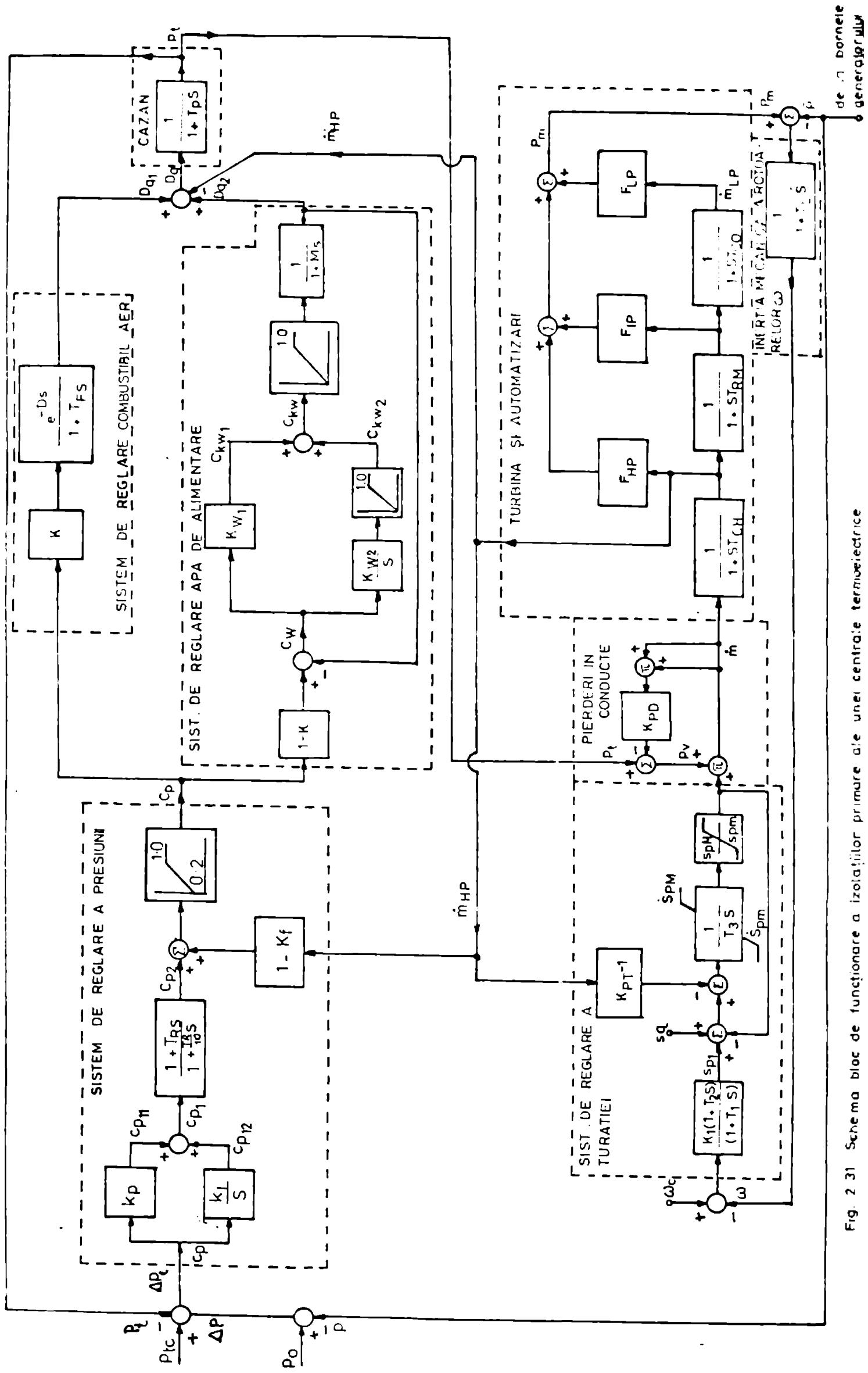


Fig. 2.31 Schema bloc de funcționare a izolațiilor primare ale unei centrale termoelectrice

2.4.2. Modelul instalațiilor primare ale centralei hidroelectrice

Schema de funcționare pentru instalațiile primare ale unei centrale hidroelectrice a fost prezentată în figura 2.24, iar ecuațiile corespunzătoare modelului matematic sînt relațiile (2.91). Dacă la această schemă de funcționare se mai adaugă reprezentarea generală a SFAV și blocul corespunzător inerției mecanice a ansamblului rotoarelor turbinei-generator sincron, rezultă schema de funcționare generală din figura 2.32.

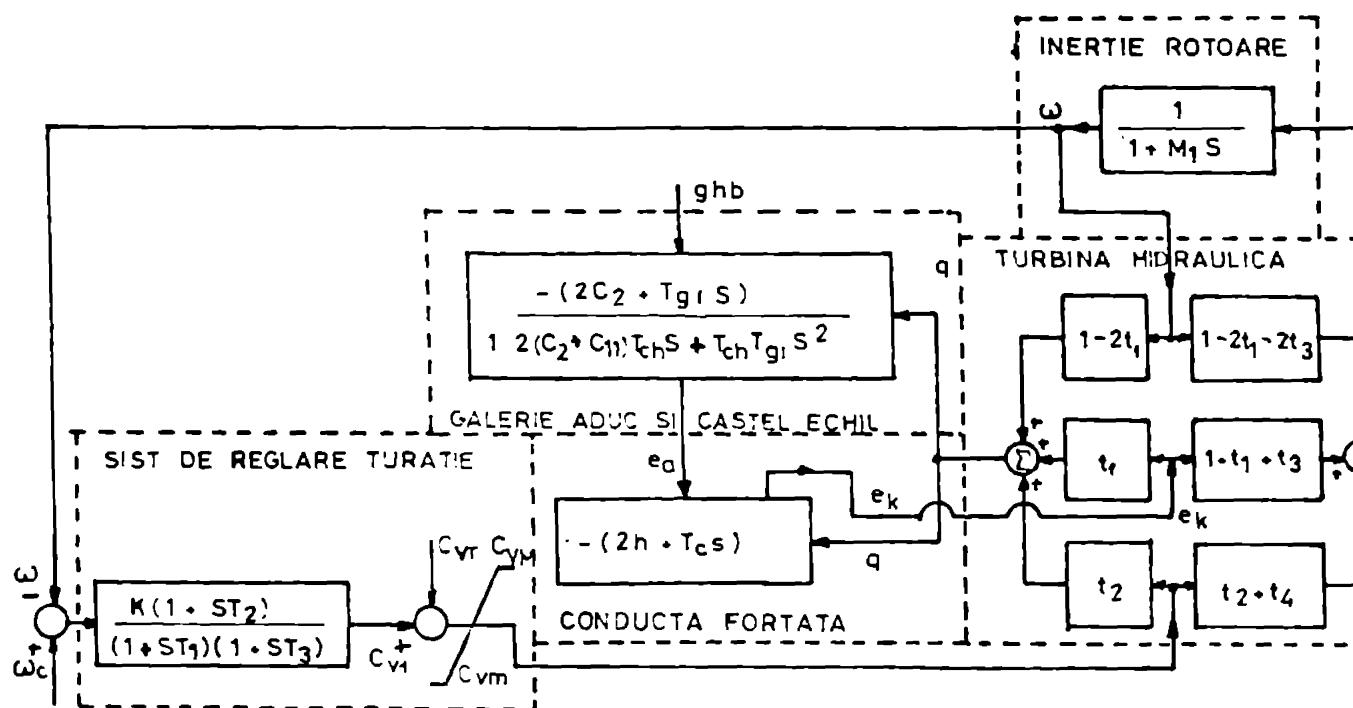


Fig.2.32. Schema bloc de funcționare a instalațiilor primare ale unei centrale hidroelectrice

Ecuațiile care descriu complet funcționarea instalațiilor primare ale centralei hidroelectrice sînt formate din sistemul de ecuații (2.86) al creșterilor variabilelor hidromecanice, creșteri care se adaugă la fiecare pas de calcul, la valorile minimilor din regimul staționar anteperturbație și din sistemul de ecuații (2.92) ale SFAV care se completează cu ecuația de mișcare a rotoarelor turbinei - GS.

Regimul staționar anteperturbație se obține cu ecuațiile (2.89) și condițiile inițiale descrise la reprezentarea SFAV.

Pentru simularea proceselor dinamice din centrale, utilizînd modelele matematice ale instalațiilor primare termo- și hidromecanice, s-au conceput două programe de calcul, TEMA și

HIDRQ , scrisă în limbaj FORTRAN IV pentru calculatorul Felix C 512, a căror schemă logică sînt descrise în figura 2.33 a și b.

Programele au avut drept scop studierea modului în care sistemele de ecuații corespunzătoare celor două modele matematice satisfac condițiile inițiale corespunzătoare unui regim staționar anteperturbație și ale calculului valorilor inițiale ale variabilelor, modul în care sistemele răspund la o perturbare dată, ajustarea valorilor constantelor modelelor matematice și în final, verificarea stabilității modelelor în vederea cuplării lor la modelele matematice ale generatorului sincron, rețelei și consumatorilor. Integrarea ecuațiilor diferențiale din cadrul celor două modele s-a făcut printr-o metodă Runge-

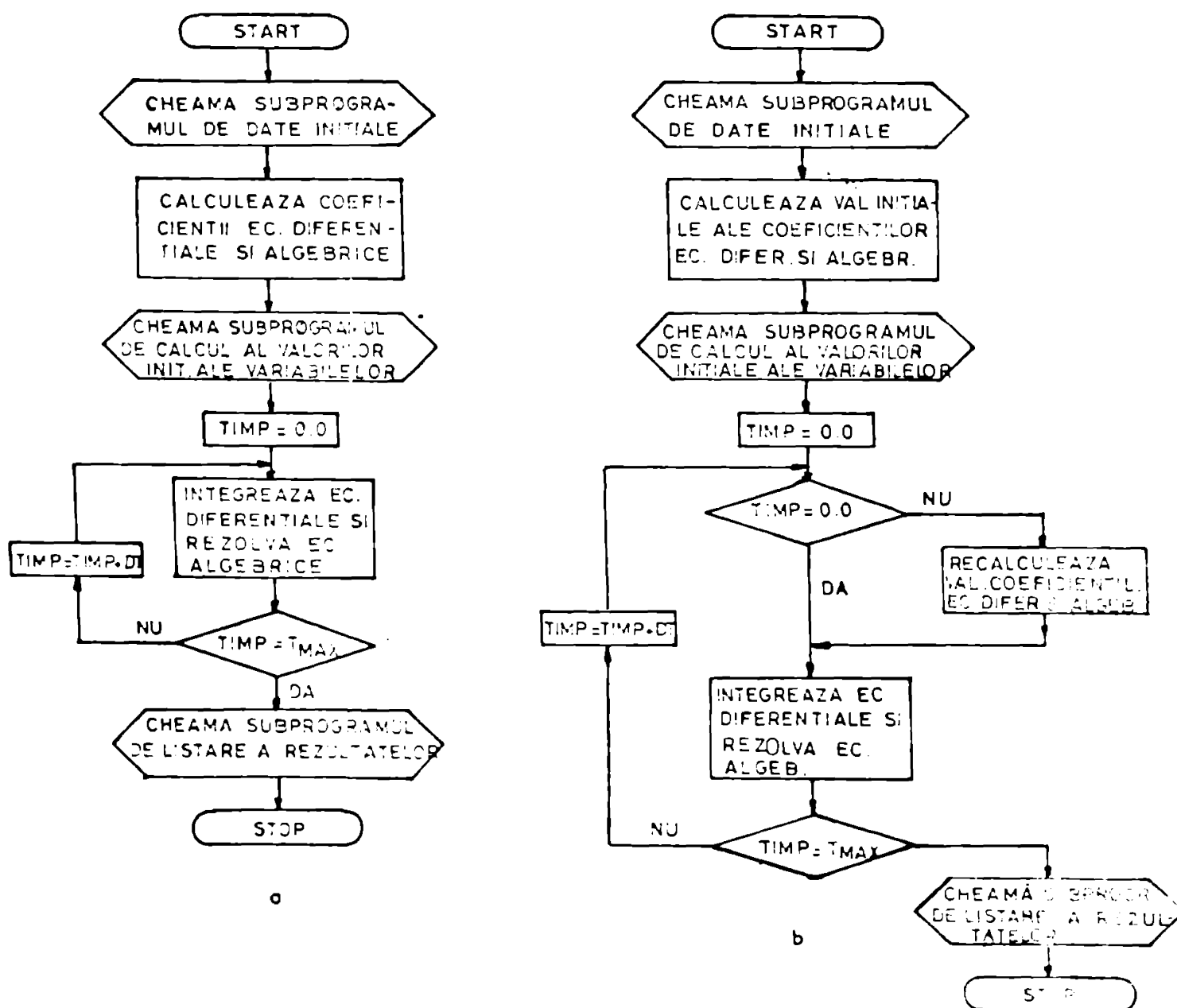


Fig.2.33. Ordinegramele de principiu ale programelor de calcul pentru modelizarea instalațiilor prioare a) Programul TRMSQ ; b) Programul HIDRQ

2.4.3. Interpretarea rezultatelor simulării pe calcula- torul numeric a instalațiilor primare

Cu ajutorul programului TAKM s-a analizat răspunsul în timp al unei instalații primare termomecanice prevăzută cu un generator de abur cu tambur, precum și a unei instalații echipată cu cazan cu străbateră forțată, la o creștere bruscă a sarcinii electrice cu 10 % la barele generatorului sincron. S-a considerat un generator de abur având presiunea nominală a aburului de $p_{to} = 140$ at și un debit nominal de abur, $m_{CVO} = 630$ t/h, alimentând cu abur un grup energetic turbină-generator sincron cu puterea mecanică nominală, $P_{mN} = 210$ MW și timpul de lansare, $T_L = 6,5$ s la $f = 50$ Hz. Constanta de timp de inerție a cazanului a fost, $T_P = 300$ s, iar principalele constante ale automatizărilor cazanului pe calea combustibil-aer, au fost $K_p = 3,3$; $K_T = 0,022$; $T_i = 24$ s; $K_f = 0$ (cazan coordona-tor), $T_C = 25$ s; $T_P = 300$ s, iar a căii apei de alimentare: $K_{w1} = 1,5$; $K_{w2} = 0,5$; $K = 5$ s. Turbina, în 3 trepte cu supraîn-călzire intermediară a avut parametri: $T_{CK} = 0,5$ s; $T_{RM} = 7$ s; $T_{CO} = 0,4$ s; $F_{HP} = 0,3$; $F_{TP} = 0,4$; $F_{LP} = 0,3$. Analiza evoluției dinamice a sistemului termomecanic s-a făcut inițial pentru un timp de 50 sec cu un pas de incrementare a timpului $\Delta t = 0,5$ sec, iar apoi, pentru că perioada de timp de analiză a fost prea mi-că și nu conducea la concluzii clare s-a mărit timpul de analiză la 100 s cu un pas de incrementare de $\Delta t = 1$ s. Toate mărimile s-au scris în u.r.n. Rezultatele analizei sînt reprezentate în figurile 2.34; 2.35; 2.36; 2.37. Curbele s-au trasat cu calcula-torul, pentru fiecare mărime reprezentată adoptîndu-se scara co-rresponsătoare extinderii sale maxime. Analizînd curbele obținute se constată că la creșterea bruscă a necesarului de putere în SEE, începe deschiderea supapelor de admisie a aburului (curba S_{pt}). Se mărește astfel debitul de abur la turbină (curba m_{HP}), iar puterea mecanică începe să crească (curba P_m). Presiunea aburului scade (curba p_t) datorită creșterii debitului acestuia la turbină și inerției mari a instalației primare de alimentare cu combustibil. Frecvența (curba ω) scade deoarece puterea elec-trică de frînare este mai mare decît puterea mecanică. Se obser-vă că atît în cazul cazanului cu tambur, cît și a celui cu stră-bateră forțată, după parcurgerea unui interval de timp de 50 se-cunde nu se pot trage concluzii clare privind stabilitatea sis-

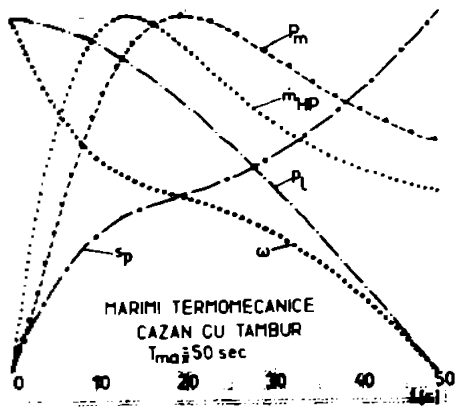


Fig. 2.34

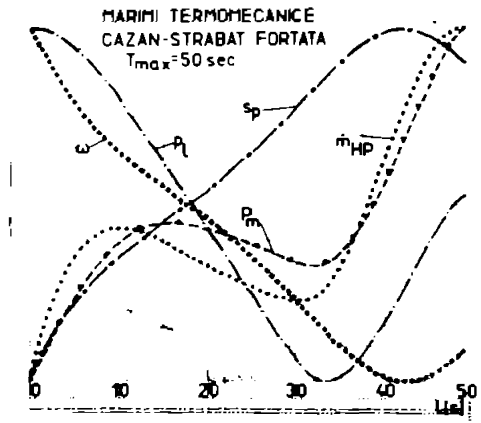


Fig. 2.35

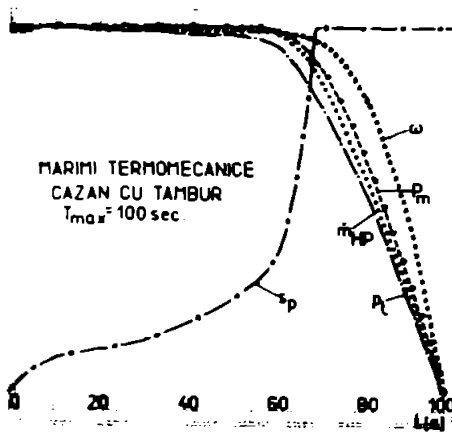


Fig. 2.36

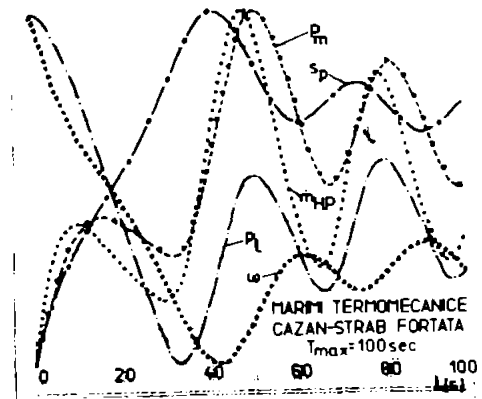


Fig. 2.37

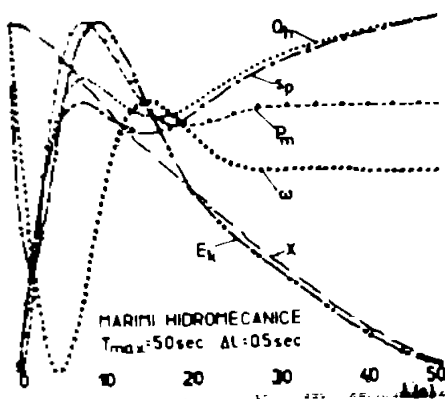


Fig. 2.38

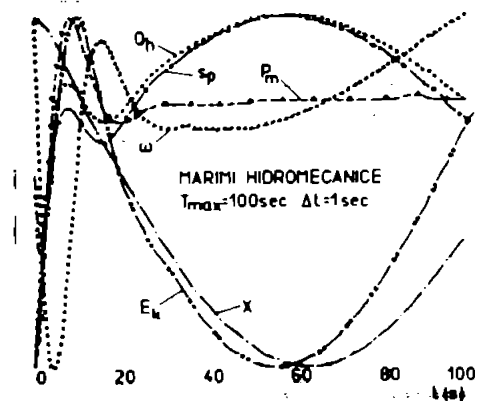


Fig. 2.39

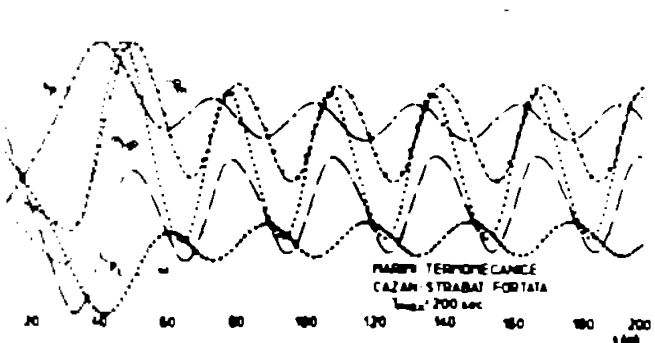


Fig. 2.40

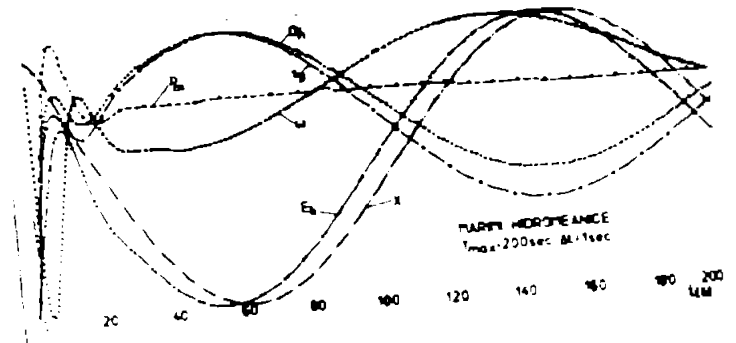


Fig. 2.41

temului termomecanic (figurile 2.34 și 2.35). De aceea s-a impus extinderea scării timpului de analiză. Pentru un interval de timp de 100 secunde se vede că în cazul cazanului cu tambur (figura 2.36) are loc pierderea stabilității sistemului termomecanic, după aproximativ 60 de secunde de la perturbație. Acest lucru se datorește inerției mari a căii combustibil-aer care nu încarcă suficient de rapid cazanul, fapt ce conduce la continua scădere a presiunii aburului. Supapele de admisie se deschid la maximum, dar nu se mai poate asigura debitul de abur necesar creșterii puterii mecanice pentru echilibrarea deficitului de putere la barele G.S. Pierderea stabilității instalației termomecanice va conduce implicit la pierderea sincronismului G.S. după 60 secunde de la apariția primei perturbații, fapt ce va constitui o nouă perturbație în S.S. În cazul cazanului cu străbateră forțată, analizând comportarea dinamică pe 50 secunde (figura 2.35) s-ar putea trage concluzia că sistemul termomecanic tinde să-și piardă stabilitatea. Totuși, faptul că după aproximativ 32 de secunde, datorită rapidității căii dinamice a apei de alimentare, presiunea aburului dat de cazan începe să crească, iar aportul suficient de abur conduce la o tendință de închidere a supapelor de admisie la turbină, înlesnind la continuarea analizei dinamicii pentru o scală de timp mai mare. Extinzând scala de timp la 100 de secunde se remarcă tendința de stabilizare (figura 2.37) a funcționării sistemului termomecanic printr-un proces oscilatoriu amortizat al tuturor mărimilor termice și mecanice.

Pentru stimularea comportării dinamice a unei centrale hidroelectrice s-a considerat un grup hidroenergetic echipat cu o turbină Francis cu puterea de, $P_{mn} = 67,2$ MW la $f = 50$ Hz, având turația nominală $n_0 = 39,3$ rad/s, raza de referință, $R = 0,86$ m și timpul de lansare al grupului, $M = 7,5$ s. Pentru cifra de viteză nominală, $v_0 = 0,408$ obținută la debitul nominal de, $Q_n = 127$ m³/s s-au obținut parametri unghiulari ai turbinei, la funcționare în regim nominal, $t_1 = 0,47$; $t_2 = 0,6$; $t_3 = -0,03$; $t_4 = -0,23$. Amenajarea hidraulică s-a considerat formată dintr-o conductă de aducțiune cu lungimea, $L_g = 750$ m și secțiunea $S_g = 23$ m², un castel de echilibru cu secțiunea de $S_{ch} = 200$ m² și o conductă forțată lungă de $L_c = 172$ și cu secțiunea de $S_c = 31,2$ m². Căderea brută a amenajării a fost $H_{bo} = 66,32$ m, căderea în conductă de aducțiune de $H_{go} = 3,5$ m, rezultând o cădere netă de $H_{ko} = 61,97$ m. Viteza apei în conductă de aducțiune, în regim nominal s-a considerat $v_{go} = 5,52$ m/s și în conduc-

ta forțată, $v_{co}=4,07$ m/s. Pentru cele trei elemente ale amenajării hidraulice s-au considerat următoarele constante de timp de inerție $T_{gi}=6,7$ s; $T_{ch}=99$ s; și $T_c=1,15$ s. Comportarea dinamică a instalației hidromecanice s-a analizat pentru o perturbație în S&S constând din creșterea puterii electrice la barele G.S. cu 10% față de regimul staționar. S-a urmărit evoluția în timp a mărimilor mecanice și hidraulice pe un interval de 50 de secunde (figura 2.38) și, deoarece rezultatele nu erau concludente, s-a extins scala timpului de analiză pe un interval de 100 de secunde (figura 2.39) cu pasul de incrementare a timpului, $t=1$ s.

Se observă, din ambele figuri, că la creșterea bruscă a puterii electrice cerută la barele G.S., frecvența scade rapid datorită apariției unui cuplu puternic de frinare. Sistemul de reglare a vitezei sesizează scăderea frecvenței (curba ω) și comandă deschiderea vanelor de admisie a apei (curba S_p). Vanele de admisie se deschid la început foarte rapid, iar puterea mecanică crește, depășind valoarea puterii electrice (curba P_m), fapt ce conduce la apariția unui cuplu de accelerare și frecvența crește. Odată cu deschiderea vanelor are loc însă, o creștere a debitului de apă vehiculat prin turbină (curba Q_h), care nu poate fi compensat de apa ce se scurge din baraj, prin conducte de aducțiune și nivelul apei în castelul de echilibru începe să scadă (curba X) ducând la micșorarea căderii nete, (presiunii la turbină) și corespunzător, la reducerea energiei specifice nete (curba E_k). Acest proces dinamic din amenajarea hidraulică, datorită inerției mari a acestuia, se produce mult mai lent decât procesul dinamic de reglare dat de S&AV, care acum sesizând creșterea frecvenței comandă închiderea vanelor și reduce puterea mecanică sub valoarea puterii electrice. Frecvența scade și reîncepe deschiderea vanelor, dar cum nivelul apei în castelul de echilibrare este mai redus și căderea netă este mai mică, pentru obținerea unei puteri mecanice corespunzătoare este nevoie de un debit mai mare de apă și pe un interval mai mare de timp. După echilibrarea bilanțului de puteri se comandă închiderea vanelor, fapt ce conduce la creșterea nivelului apei în castelul de echilibru și a energiei specifice nete, corespunzătoare.

Rezultatele obținute în simularea comportării dinamice a instalațiilor termo- și hidromecanice ale centralelor electrice pe o perioadă de 100 de secunde au impus extinderea timpului de simulare pentru o mai bună apreciere a desfășurării fenomenelor lente legate de frecvență și debitul și presiunea aburului, respectiv de debitul, energia specifică netă și nivelul apei în castelul de echilibru. În figurile 2.40 și 2.41 sînt reprezentate curbele de oscilație în timp ale prin-

cipalelor mărimi termo- respectiv hidromecanice ale instalațiilor primare considerate pentru un test de comportare dinamică extins pe 200 de secunde. S-a menținut aceeași perturbație inițială și anume creșterea cu 10% a puterii cerută la barele centralelor. Urmărind curbele de oscilații în timp din figurile 2.40 și 2.41 se constată, dincolo de domeniul cunoscut de 100 de secunde, tendința evidentă de "liniștire" a procedurilor dinamice, alături de oscilațiile lente și ușor amortizate ale frecvenței.

2.5. Concluzii

În acest capitol s-au studiat posibilitățile de reprezentare cât mai exactă, prin modele matematice adecvate, a instalațiilor primare ale centralelor termo și hidroelectrice, în vederea simulării DFL în SEE.

După ce s-a făcut analiza comportării fizice a principalelor elemente ale acestor instalații s-au prezentat, comparativ și în mod critic, mai multe posibilități de modelizare matematică a lor alegându-se modelele matematice cele mai adecvate problematicii urmărite. Pe baza acestor modele matematice s-au conceput algoritmi de simulare, s-au scris programe de calcul și s-a analizat în mod concret răspunsul în timp al instalațiilor primare din centrale la o perturbație inițială în SEE.

În cadrul acestui capitol autorul a adus următoarele contribuții originale :

- a propus un nou model matematic pentru reprezentarea generatorului de abur al instalației de cazan, printr-o funcție de transfer cu întârziere de ordinul I având constanta de timp corespunzătoare întârzierii cazanului ;

- a conceput programul de calcul FASTRAM și a analizat comparativ răspunsul în timp la același semnal treaptă de intrare a două modele de cazan cunoscute în literatura de specialitate, în comparație cu modelul propus arătând avantajele și dezavantajele acestuia și limitele sale de aplicabilitate. Oriunde, modelul de generator de abur propus poate fi bine utilizat pentru cazanele cu străbateră forțată (care se găsesc în SEN) și alimentate cu cărbune inferior;

- a prezentat în mod sintetic și a scris analitic ecuațiile automatizărilor cazanului de abur;

- a făcut o analiză de detaliu a modelului turbinei cu abur cu și fără supraîncălzire intermediară, a calculat funcția de transfer globală a modelului "clasic" al turbinei cu trei trepte de presiune și supraîncălzire intermediară (caz frecvent întâlnit în SEN)

și a reprezentat răspunsul transitoriu în timp al acestuia (cu ajutorul programului RASTRAN) la semnal treaptă de intrare. De asemenea, a scris sistemul de ecuații diferențiale și algebrice al turbinei cu abur luând în considerare automatizările acestuia și pierderile în conducte;

- pe baza bibliografiei studiate a făcut o analiză detaliată a comportării și modului de reprezentare a instalațiilor primare ale unei centrale hidroelectrice din care a rezultat necesitatea reconsiderării modelului matematic al instalațiilor hidromecanice pentru o simulare DT;

- a rearanjat setul de ecuații care descriu comportarea unei amajări hidraulice elaborând un nou model matematic pentru aceasta;

- a conceput câte o reprezentare generală pentru fiecare tip de instalație primară termică și hidromecanică stabilind toate legăturile și reacțiile dintre diferitele blocuri și elemente și a scris ecuațiile generale pentru simularea comportării dinamice a acestor instalații;

- a conceput algoritmi de simulare pe baza cărora a scris programele de calcul și a analizat pe exemple concrete comportarea dinamică pe un interval de timp de 200 secunde a instalațiilor primare ale unei centrale termice, respectiv hidroelectrice, obținând rezultate în bună concordanță calitativă și cantitativă cu desfășurarea fenomenelor fizice.

Cap. III. REPREZENTAREA REȚELEI ELECTRICE ȘI A SISTEMELOR DE PROTECȚIE PRIN REȚEE

Rețeaua electrică ca element de legătură fizică între centralele electrice și consumatori este formată din două tipuri de componente distincte: pe de o parte transformatoarele și autotransformatoarele, iar pe de altă parte, liniile electrice, reactoarele și cuplurile. Ambele tipuri de componente sunt caracterizate cantitativ prin valorile parametrilor electrici longitudinali, de tip impedanță, Z , și transversali, de tip admitanță, Y . Fiecare element de rețea poate fi descris astfel printr-o schemă cuadripolară diportă în Γ , $\tilde{\Gamma}$ sau T . Deoarece inițial nu se cunoaște sensul circulației de puteri prin elementele de rețea și pentru a nu se introduce noduri suplimentare, în calculele de sistem s-a preferat reprezentarea tuturor elementelor rețelei prin scheme cuadripolare în $\tilde{\Gamma}$.

3.1. Calculul frecvenței SEE

În studiile DFM și DFL trebuie luată în considerare modificarea frecvenței SEE la calculul parametrilor electrici ai rețelei. Pentru simplificarea calculului, însă, se face apel la o ipoteză simplificatoare și anume: deși variabilă, frecvența se consideră aceeași în toate nodurile SEE, adică rămâne un parametru unic al SEE. /21/, /37/, /38/, /39/, /96/, /121/, /142/. Ca urmare, parametri reactivi ai elementelor de sistem se vor modifica cu frecvența medie a SEE care se obține definind o viteză medie de rotație a rotoarelor grupurilor din centralele electrice /21/.

Această viteză medie de rotație, denumită și viteză medie a SEE, se definește ținându-se seama de faptul că variația unghiurilor fazorilor tensiunilor (inclusiv al t.e.m. ale G.S.) se poate exprima ca sumă a două componente: o componentă sinusoidală, care exprimă mișcarea relativă dintre rotoare și o componentă cu amplitudinea dependentă de valoarea dezechilibrului total de puteri din SEE și de posibilitățile de reglare ale acestuia. Astfel spus, cea de-a doua componentă depinde practic de caracteristicile dinamice ale grupurilor generatoare (constantele de inerție, caracteristicile de reglaj, rezervele de putere reglantă) și de comportarea și caracteristicile consumatorilor din SEE și ea de-

termină alura procesului dinamic în condițiile unui dezechiliu important între puterea generată și consum, adică determină viteza de rotație a rotoarelor grupurilor generatoare.

Dacă se pornește de la definiția vitezei unghiulare și se ține seama /21/ de relația dintre aceasta și alunecare, se poate scrie pulsația medie ca fiind :

$$\omega = \omega_s \sum_{i=1}^n k_i (1 + s_i) \quad (3.1)$$

unde:

$$k_i = \frac{T_i S_{ni}}{\sum_{j=1}^n T_j S_{nj}} \quad (3.2)$$

în care T_i - timpul de lansare al unui grup, S_{ni} - puterea aparentă nominală a grupului, s_i - alunecarea și ω_s - pulsația sincronă.

Parametrii electrici ai rețelei se vor modifica, la fiecare pas al simulării dinamice, cu frecvența medie a SNE corespunzătoare relației (3.1) în funcție de tipul și caracterul lor (element longitudinal sau transversal).

3.2. Modelul matematic al rețelei electrice

3.2.1. Reprezentarea transformatoarelor și autotransformatoarelor

Transformatoarele (autotransformatoarele) se vor modeliza prin scheme electrice cuadripolare în π cu parametri reactivi variabili cu frecvența. Ca element longitudinal, reactanța se va modifica prin adăugarea unei creșteri ΔX de reactanță la valoarea acestuia din regiul staționar inițial, adică

$$X = X_s + \frac{\omega - \omega_s}{\omega_s} X_s = X_s + \Delta X, \quad (3.3)$$

sau, în u.r. se poate scrie

$$X_r = X_{sr} (1 + \Delta \omega r) \quad (3.4)$$

unde X_r reprezintă reactanța transformatorului, variabilă cu frecvența, în u.r.

Susceptanța transformatorului, ca element transversal, va fi invers proporțională cu frecvența, dar trebuie avut în vedere faptul, că la transformatoare are loc și o modificare proporțională a conductanței cu pătratul frecvenței.

Deoarece la transformatoare și modificarea tensiunii influențează valoarea parametrilor transversali prin fenomenul de saturație care apare la creșterea tensiunii peste o anumită limită, se impune luarea în considerare, în modelul matematic al transformatorului și a fenomenului de saturație magnetică a miezului feromagnetic a acestuia.

Saturația transformatorului se poate considera exprimând curentul de saturație, reprezentat în figura 3.1, printr-o relație analitică funcție de curentul de magnetizare /43/, /142/ :

$$i_s = \frac{X}{A + Bx} \quad (3.5)$$

în care $x = \frac{U}{\omega}$ este proporțional cu fluxul de scăpări.

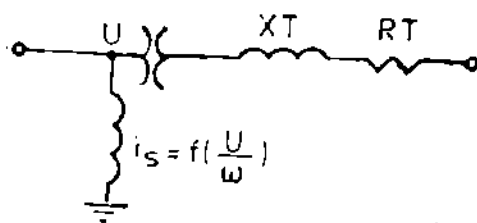


Fig.3.1. Considerarea saturației în modelul trafo

Dacă i_s se raportează la curentul de excitație corespunzător frecvenței nominale și tensiunii nominale a înfășurării de înaltă tensiune, între constantele A și B va exista relația $A+B=1$, iar valorile $A=5$ și $B=-4$ se consideră

/142/ că pot fi utilizate cu o aproximație suficient de bună pentru o gamă largă de transformatoare.

În aceste condiții, saturația magnetică poate fi tratată ca o sarcină reactivă de forma $Q_s = U \cdot i_s$ care se va introduce în termenii diagonali ai Jacobianului prin componente de forma :

$$\frac{\partial Q_s}{\partial U} = \frac{2A \frac{U}{\omega} + B \frac{U^2}{\omega^2}}{A + B \frac{U}{\omega}} ; \quad \frac{\partial Q_s}{\partial \omega} = - \frac{A \frac{U^2}{\omega^2}}{(A+B \frac{U}{\omega})^2} \quad (3.6)$$

Merit trebuie remarcat faptul că parametri electrici inițiali ai trafo se calculează din mărimile sale nominale considerându-se raportul de transformare nominal. Dar o modificare a prizei atrage după sine modificarea valorii parametrului lom

gitudinal și a legăturii dintre mărimile electrice primar-se-
cundar /24/. Utilizând pentru tensiunea de scurtcircuit o ex-
presie binomială funcție de diferența dintre priza de lucru și
priza mediană:

$$u_{sc} = ap_r^2 + bp_r + c \quad (3.7)$$

unde $p_r = p - p_{med}$

reactanța longitudinală se va modifica cu poziția prizei, după
relația

$$X = X_n(ap_r^2 + bp_r + 1). \quad (3.8)$$

3.2.2. Reprezentarea liniilor electrice

Liniile electrice de transport se modelizează prin scheme
echivalente în $\tilde{\Pi}$, conform figurii 3.2, în care parametri elec-

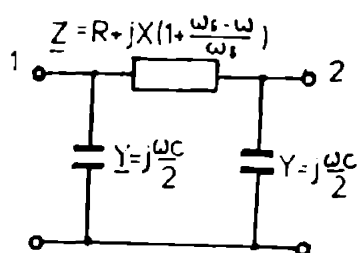


Fig.3.2. Reprezentarea li-
niilor electrice

trici se obțin din parametri
unitari înmulțiți cu lungimea
liniilor (parametri nominali).
Pentru lungimi mai mari de 300
km se vor aplica parametrilor
coeficienții de corecție Kennelly,
/24/, /104/, dar deoarece lungi-
mile liniilor din SEN nu depășesc

600 km, pentru coeficienții Kennelly se vor utiliza numai primii
doi termeni din dezvoltarea în serie:

$$K_s = 1 + \frac{ZY}{6}; \quad K_y = 1 - \frac{ZY}{12} \quad (3.9)$$

se va ține seama, de asemenea, de modificarea parametrilor lon-
gitudinali și transversali cu frecvența medie a SEE ca în figu-
ra 3.2.

3.2.3. Reprezentarea bobinelor de compensare și a cuplelor

Bobinele de compensare se consideră prin puterea reacti-
vă absorbită, constantă în regim staționar, respectiv prin
reactanța lor în funcție de frecvență în regimurile dinamice
/68/.

Cuplele se reprezintă ca elemente de impedanță nulă în-
tre nodurile limitrofe. Dacă cupla este închisă, cele două no-
duri limitrofe sînt considerate ca un nod comun, iar dacă este

deschisă, ele se consideră ca noduri distincte /68/.

3.2.4. Reprezentarea rețelei electrice în ansamblu

Prin interconectarea schemelor echivalente ale tuturor elementelor componente rezultă modelul matematic al rețelei electrice, descris prin matricea de admitanță nodală $[Y_n]$. Legătura dintre mărimile de stare ale nodurilor (tensiuni în noduri U_n , curenți I_n și puteri injectate în noduri, S_n) este descrisă de ecuațiile matriciale de stare

$$\begin{aligned} [I_n] &= [Y_n] \cdot [U_n] \\ [S_n]^* &= [U_n]^* [I_n] \end{aligned} \quad (3.10)$$

În sistemul de ecuații (3.10), care are dimensiunea egală cu numărul de noduri, necunoscutele sînt funcție de tipul fiecărui nod (tip generator, tip consumator și tip balansare). Determinarea stării SEE la un moment dat presupune cunoașterea tuturor mărimilor de stare în toate nodurile la acel moment, fapt ce impune rezolvarea sistemului de ecuații (3.10), sau, altfel spus, determinarea circulației de puteri în SEE la acel moment. Circulația de puteri se efectuează pentru regimul staționar anterior primei perturbații, stabilindu-se starea inițială a SEE. În procesele tranzitorii, circulația de puteri nu se poate teoretic efectua, deoarece se pierde caracterul inițial al unor noduri și toate mărimile sînt variabile în timp. Totuși, și în procesele tranzitorii, este necesară cunoașterea mărimilor în noduri la fiecare moment. Dacă procesul tranzitoriu se consideră format dintr-o succesiune de stări staționare, acest lucru devine posibil prin efectuarea circulației de puteri la fiecare pas de timp considerat.

Pentru soluționarea circulației de puteri atât în regimul staționar antevarie cît și în regimurile tranzitorii care urmează unei prime perturbații în SEE, autorul a dispus de programele de circulație de puteri CIENEWIN, CIENEWIT elaborate de colectivul de Rețele și sisteme al catedrei de Electroenergetică din IPTVT pentru sisteme electroenergetice complexe. Aceste programe realizează circulația de puteri cu un algoritm de tip Newton decuplat rapid, utilizînd o metodă originală, descrisă pe larg în /70/, de reducere a timpului de calcul și a memoriei necesară în calculator prin triunghiularizarea gaussiană a sistemului de ecuații (3.10)

și reținerea (datorită simetriei) a matricii triunghiulare superioare care are tot o structură lacunară, dar cu indici de umplere mai mare /71/, /72/.

3-3. Modelizarea matematică a sistemelor de protecție ale SEE

Un program de simulare a DTL trebuie să asigure independența soluțiilor, pornind de la o singură perturbare majoră în SEE. Acest lucru poate fi realizat numai prin luarea în considerare în algoritmul de simulare a acțiunii principalelor sisteme de protecții prin relee din cadrul SEE.

La considerarea sistemelor de protecții prin relee trebuie avute în vedere câteva ipoteze generale /142/ și anume :

- să se neglijeze timpii de acționare ai echipamentelor de comutație și ai releelor corespunzătoare;
- lungimea pasului de simulare să se considere mare, de ordinul pasului de calcul ;
- să se considere că declanșarea unui element de sistem rămâne definitivă. Reconectarea elementului declanșat nu va mai putea fi realizată, în acest caz , decât prin programe adiționale care pot fi implementate opțional, la programul de simulare de bază.

3.3.1. Reprezentarea releelor de mică frecvență

Aceste relee pot declanșa sarcini total sau parțial pentru a asigura bilanțul de puteri la nivelul SEE. S-a modelizat o singură treaptă de DASP pentru care s-a considerat următoarea logică de acționare :

- pentru $T > T_{PROT}$ la fiecare pas al simulării DTL și pentru fiecare nod de sarcină al SEE :

- A1 : dacă sarcina în nod este nulă se trece la A4;
- A2 : dacă frecvența este mai mare ca f_{min} se trece la A4 ;
- A3 : dacă f_{min} nu a fost atinsă înainte, modifică puterea activă, P și reactivă Q din nod conform datelor inițiale ;
- A4 : se trece la A1 pentru nodul de sarcină, următor.

3.3.2. Reprezentarea releelor de minimă tensiune

Scopul acestei protecții este de a deconecta consumatorii rotativi dacă tensiunea în nod scade sub valoarea minimă impusă, $U_{\min} \leq 0,6 U_n$, sau de a modifica expresiile caracteristicilor statice ale consumatorilor dacă tensiunea scade sub $U \leq 0,8 U_n$ /18/, /122/.

Protecția se introduce cu o temporizare de $T_{TEMP}=2$ sec. Logica de acționare a protecției este următoarea :

Pentru $T > T_{PROT}$, la fiecare pas al simulării și pentru fiecare nod de sarcină :

- B1 : dacă tensiunea nodului e mai mare ca U_{\min} și mai mare ca U' se trece la B4 ;
- B2 : se adaugă ΔT - lungimea pasului de simulare la contorul de timp;
- B3 : dacă $T > T_{TEMP}$ se impune P și Q la consumatori conform datelor inițiale pentru modelul consumatorilor (a se vedea Cap.V din prezenta lucrare) ;
- B4 : se trece la nodul de sarcină următor.

3.3.3. Reprezentarea releelor de distanță

Aceste rele, prin acțiunea lor, comandă deconectarea unor linii, modificând arhitectura rețelei electrice. Deconectarea unei linii se consideră că se face instantaneu de la ambele capete la prima treaptă de protecție, a cărei impedanță se calculează ca fiind :

$$Z_{PR1-j}^I = 0,8 \sqrt{R^2 + (\omega L)^2} \quad (3.11)$$

Logica de acționare a protecției este următoarea:

Pentru $T > T_{PROT}$, la fiecare pas de calcul și pentru fiecare linie

C1 : se calculează la ambele capete ale liniei i și j, tensiunile și curenții U_i, U_j, I_i, I_j și se fac rapoartele

$$Z_i = \frac{U_i}{I_i} \quad \text{și} \quad Z_j = \frac{U_j}{I_j} ;$$

C2 : dacă $Z_i \geq Z_{PR1-j}^I$ și $Z_j \geq Z_{PR1-j}^I$ se trece la C4;

C3 : se deconectează linia la ambele capete;

C4 : se trece la linia următoare.

Trebuie remarcat faptul că la simularea sistemelor de protecție prin rele s-a introdus un timp T_{PROT} de la care intră

în acțiune programele de simulare. Acest timp se ia suficient de mare ca să acopere intervalul de timp necesar stingerii proceselor tranzitorii electromagnetice cauzate de prima perturbație în SEE, precum și de toate celelalte perturbații care îi urmează și implică un proces tranzitoriu electromagnetic. De altfel, însăși acțiunea sistemului de protecție va genera, de fiecare dată, un proces tranzitoriu electromagnetic în SEE, prin modificarea parametrilor de stare ai unor noduri sau a configurației rețelei.

3.4. Concluzii

În acest capitol s-a făcut o prezentare generală a modului în care se va considera rețeaua electrică în simularea numerică a DTL. Deoarece în dinamica pe termen lung modificarea frecvenței SEE și a tensiunii în nodurile rețelei influențează comportarea de ansamblu a acesteia, după ce s-a definit centrul de inerție al sistemului și s-a prezentat modul de calcul a frecvenței în SEE, s-a făcut o analiză a modelelor matematice ale principalelor elemente de rețea (transformatoare, linii, cuple și bobine de compensare) sub incidența variațiilor de frecvență și de tensiune. S-a arătat că modificarea frecvenței SEE influențează atât valoarea parametrilor de tip reactiv, longitudinali cât și a celor transversali ai rețelei electrice, iar modificarea tensiunilor în nodurile de record ale transformatoarelor implică luarea în considerare a saturației acestora.

Cît privește reprezentarea rețelei electrice în ansamblu, aceasta s-a făcut prin matricea de admitanță nodală cu precizarea că matricea $[Y]$ trebuie recalculată la fiecare pas de calcul datorită modificării cu frecvența a parametrilor de rețea și prezenței saturației magnetice a transformatoarelor.

S-a arătat, apoi, necesitatea efectuării circulației de puteri la fiecare pas al simulării pentru cunoașterea stării rețelei, fapt permis prin ipoteza că procesul dinamic al SEE se realizează printr-un șir de stări quasi-staționare. La baza efectuării circulației de puteri stau relațiile (3.1c) și un algoritm de tip Newton decuplat, rapid.

Deoarece evoluția dinamică pe termen lung a SEE poate conduce la variații inadmisibile ale mărimilor electrice de stare ale rețelei, se impune luarea în considerare și a principalelor sisteme de protecție prin relee ale acesteia. S-au prezentat în acest sens trei tipuri de protecții prin relee (de frecvență minimă, de tensiune minimă și de distanță) precum și algoritmi originali de simulare ale acestora.

CAP. IV. CONSIDERAȚII ASUPRA MODELIZĂRII GENERATORULUI SINCRON ȘI A CANALELOR DE INFLUENȚĂ ELECTROMAGNETICĂ ȘI ELECTROMECHANICĂ

4.1. Aspecte generale ale modelizării generatorului sincron

Generatoarele sincrone reprezintă elemente de primă importanță în cadrul SSB, fiind sursele sale de energie electrică. Cuprinderea cât mai exactă în modele matematice a comportării lor pe diferite perioade ale procesului dinamic constituie, de aceea, un factor esențial în rezolvarea corectă a complicatelor probleme ale DTL.

Dacă în studiile de ST, comportarea GS este determinată pentru funcționarea SSB, în procesele DTL ei va suferi influențe remarcabile atât pe canalul electromagnetic, cât și pe cel electromecanic, comportarea sa fiind determinantă pentru SSB în anumite etape (până la stingere fenomenelor electromagnetice, în urma unei perturbații finite) și va fi determinată de SSB prin intermediul dinamicii instalațiilor primare în alte etape ale procesului dinamic. Modul de influențare reciprocă GS-SB este reprezentat schematic în figura 4.1.

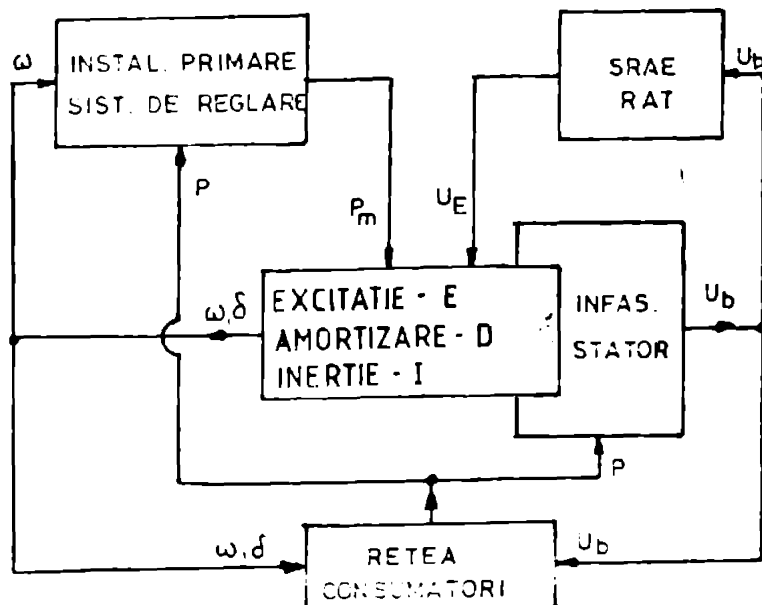


Fig.4.1. Schema conectării GS la SB

Influența reciprocă GS-SB de-a lungul procesului DTL impune modelizarea GS prin cel puțin două modele diferite și anume: un model matematic care să descrie comportarea GS în primele secunde după apariția unei perturbații până la stingerea proceselor tranziției electromagnetice și un model matematic, mai simplu, care să reprezinte GS în procesele dinamice de durată, în care contribuția esențială o au instalațiile primare ale centralelor electrice.

La stabilirea modelelor matematice ale GS, ținându-se seama de specificul problemei abordate, mai trebuie avut în vedere că:

a) este necesară o modelizare cât mai fidelă a fenomenelor și parametrilor care influențează sensibil comportarea GS în regimul tranzitoriu, dar și a celor care se fac simțite în regim dinamic, adică a fenomenelor din miezul feromagnetic al mașinii sincrone;

b) este importantă utilizarea unor echivalenți de sistem sau ierarhizarea modelelor matematice ale GS în funcție de distanțele acestora față de locul perturbației, deoarece în DTL numai locul primei perturbații este cunoscut. Prima perturbație poate fi cauza unui lanț de alte perturbații aleatoare, datorate unor cauze deja precizate în capitolul I și a căror loc de apariție nu mai poate fi cunoscut dinainte. Ca urmare, modelul matematic al GS în regim tranzitoriu trebuie să fie unic, pentru toate GS din S&S și suficient de complex.

c) la conceperea modelelor matematice ale GS trebuie avută în vedere și capacitatea limitată a memoriei interne a calculatorului numeric utilizat, date fiind și dimensiunile relativ mari ale S&S analizat.

4.2. Modele matematice pentru generatorul sincron

La baza construirii modelelor matematice pentru GS au stat ecuațiile lui Park din cadrul teoriei celei două axe /17/, /24/, /25/, /26/, /46/, /47/, /59/, /70/, /73/, /91/, /115/, /121/, /127/, /134/. Ecuațiile fundamentale ale mașinii sincrone, în cadrul acestei teorii, se stabilesc pe baza următoarelor ipoteze fundamentale /46/, /91/, /106/.

a) În axa longitudinală (d) se ține seama de influența mutuală a trei circuite stator: -d, excitație -E, amortizare longitudinală -D (figura 4.2).

În axa transversală (q) se ține seama de influența mutuală a două circuite: stator -q, amortizare transversală -Q, fără să se ia în

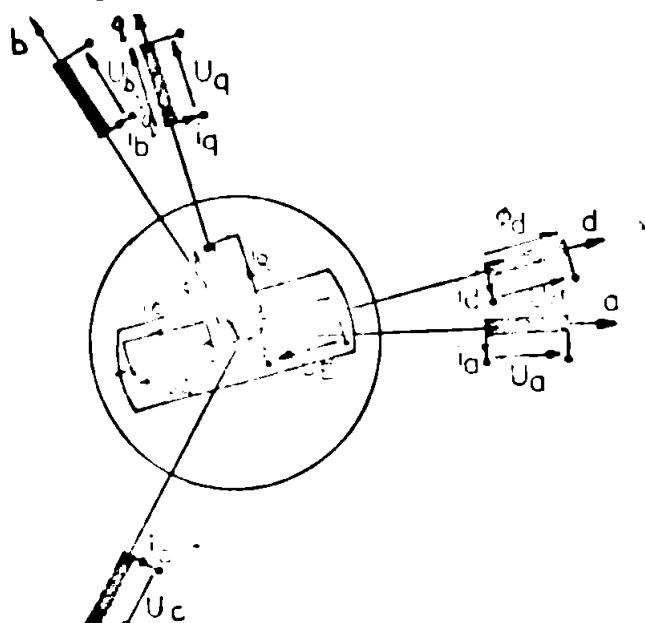


Fig.4.2. Modelul matematic al mașinii sincrone trifazate în sistemul d, q

în considerare pentru mașina cu poli înecați, influența masei de fier a rotorului pe axa q (figura 4.2).

c) În ecuațiile lui Park ale mașinii sincrone se neglijează tensiunile electromotoare de pulsație și rezistența statorului, adică:

$$\frac{d\psi_d}{dt} = 0 ; \frac{d\psi_q}{dt} = 0 ; R_s = 0.$$

termeni care corespund variațiilor aperiodice și

variațiilor sinusoidale armonice de gradul 2. Această neglijanță este posibilă deoarece componentele aperiodice se sting cu constante de timp foarte mici și nu prezintă importanță decât pentru defecte foarte apropiate din punct de vedere electric de mașina sincronă, neinteresante pentru analiza comportării mașinii în cadrul unui sistem electroenergetic.

d) Se înlocuiește pulsația $\omega = \frac{d\delta}{dt}$ cu ω_0 - pulsație sincronă; eroarea care se face prin această aproximație este cu atât mai mică cu cât mașina se îndepărtează mai puțin de turația de sincronism. Aproximația nu poate fi acceptată însă dacă abaterile de la turația de sincronism sînt mai mari de 5%, /106/.

Cu aceste ipoteze și ținînd seama de polarizarea înfășurărilor descrisă în figura 4.2, se pot scrie următoarele ecuații ale mașinii sincrone corespunzătoare unui regim de funcționare oarecare:

A - Ecuații pentru axa longitudinală (d) :

- ecuația electrică a statorului :

$$U_d = -\omega \phi_d ; \quad (4.1)$$

- ecuațiile electrice ale rotorului:

$$U_B = r_B I_B + \frac{d\phi_B}{dt} , \quad (4.2)$$

$$0 = r_D I_D + \frac{d\phi_D}{dt} . \quad (4.3)$$

- ecuațiile magnetice :

$$\phi_d = L_d I_d - M_{ad} I_B - M_{ad} I_D \quad (4.4)$$

$$\phi_B = L_B I_B + M_{ad} I_D - M_{ad} I_d \quad (4.5)$$

$$\phi_D = L_D I_D + M_{ad} I_B - M_{ad} I_d \quad (4.6)$$

B - ecuații pentru axa transversală (q)

- ecuația electrică a statorului

$$U_q = \omega \phi_q ; \quad (4.7)$$

- ecuația electrică a rotorului

$$0 = r_Q I_Q + \frac{d\phi_Q}{dt} , \quad (4.8)$$

-ecuațiile magnetice

$$\phi_q = L_q I_q - M_{aq} I_Q \quad (4.9)$$

$$\phi_Q = L_Q I_Q - M_{aq} I_q \quad (4.10)$$

La aceste ecuații de funcționare pe cele două axe și care descriu regimul electromagnetic se mai adaugă:

C - Ecuația de mișcare a rotorului care descrie regimul electric mecanic al mașinii :

$$\frac{d^2\delta}{dt^2} = f(C_m, C_e, T_e), \quad (4.11)$$

In care C_m - cuplul motor, C_e - cuplul electric rezistent și T_e - timpul de lansare raportat la puterea activă

D - Ecuația regulatorului de tensiune :

$$E_f = f(U_d, U_q) \quad (4.12)$$

E - Ecuația regulatorului de viteză

$$C_m = f(\omega) \quad (4.13)$$

Setul de ecuații (4.1-4.13) avind un caracter teoretic, general, inutilizabil practic, se impune modificarea formei de scriere a lor pentru realizarea accesibilității practice a modelului, fapt ce a impus considerarea, in regim tranzitoriu, a modelului elaborat de D.W.Olive.

4.2.1. Ecuațiile regimului tranzitoriu electromagnetic

4.2.1.1. Modelul Olive

Pentru scrierea ecuațiilor mașinii sincrone în axa longitudinală (d) se neglijează reactanța de scăpări a înfășurării de amortizare din axa longitudinală și deci:

$$L_D = L_D + M_{ad} \approx M_{ad} \quad (4.14)$$

și în această situație, relația (3.6) devine :

$$\phi_D = M_{ad}(I_D + I_B - I_d) \quad (4.15)$$

Notînd cu :

$$E_{q1} = \omega M_{ad} I_B \quad (4.16)$$

$$E_{q2} = \omega M_{ad} I_D \quad (4.17)$$

$$E_q = \frac{\omega M_{ad}}{L_D} \phi_D \approx \omega \phi_D \quad (4.18)$$

$$E_q = \frac{\omega M_{ad}}{L_B} \phi_B \quad (4.19)$$

se pot scrie succesiv egalitățile :

$$U_q = \omega \phi_D - \omega L_d I_d + \omega M_{ad} I_B + \omega M_{ad} I_D = -X_d I_d + E_{q1} + E_{q2} \quad (4.20)$$

$$E_q = \frac{\omega M_{ad}}{L_B} \phi_B = \frac{\omega M_{ad}}{L_B} (L_B I_B + M_{ad} I_D - M_{ad} I_d) = E_{q1} + \frac{\omega M_{ad}}{L_B} E_{q2} - \frac{\omega M_{ad}^2}{L_B} I_D \quad (4.21)$$

Cunoscînd de asemenea că :

$$L_d' = L_d - \frac{M_{ad}^2}{L_B}$$

$$\text{adică } \frac{\omega M_{ad}^2}{L_B} = \omega(L_d - L_d') = X_d - X_d' \quad (4.22)$$

$$\text{și } L_d'' = L_d + \frac{M_{ad} \cdot L_B \sigma \cdot L_D \sigma}{L_B \cdot L_D + L_B M_{ad} L_D \sigma}$$

unde $L_{D0} = 0$, deci $L_d'' = L_{D0}$,

iar $L_d - L_d'' = M_{ad}^2$

rezultă:

$$\frac{M_{ad}}{L_B} E_{q2} - \frac{M_{ad}^2}{L_B} \frac{1}{M_{ad}} E_{q2} = \frac{X_d - X_d'}{X_d - X_d''} E_{q2} \quad (4.23)$$

Prin transformări și înlocuiri succesive în relațiile (4.18-4.21) și punind ecuațiile (4.2) și (4.3) respectiv sub formale :

$$\frac{U_f}{X_f} \omega M_{ad} = \omega M_{ad} I_f + \frac{\omega M_{ad}}{L_f} \cdot \frac{L_f}{X_f} \cdot \frac{d\theta_f}{dt} \quad (4.24)$$

și

$$0 = \omega M_{ad} I_D + \frac{\omega M_{ad}}{r_D} \frac{d\theta_D}{dt} \quad (4.25)$$

în urma schimbării notațiilor se obțin "ecuațiile Olive" după axa longitudinală a mașinii sincrone sub forma :

$$\begin{aligned} U_q &= -X_d I_d + E_{q1} + E_{q2} \\ E_q' &= E_{q1} + \frac{X_d - X_d'}{X_d - X_d''} E_{q2} - (X_d - X_d') I_d \\ E_q'' &= E_{q1} + E_{q2} - (X_d - X_d'') I_d \\ E_f &= E_{q1} + T_{do}' \frac{dE_q'}{dt} \\ 0 &= E_{q2} + T_{do}'' \frac{X_d - X_d''}{X_d' - X_d''} \frac{dE_q''}{dt} \end{aligned} \quad (4.26)$$

în care s-au notat :

$T_{do}' = \frac{L_f}{r_f}$, constanta de timp a inductorului la mers în gol al mașin

$T_{do}'' = \frac{L_D - \frac{M_{ad}^2}{L_f}}{r_D} = \frac{M_{ad}}{r_D} \cdot \frac{X_d' - X_d''}{X_d - X_d''}$, constanta de timp a înfășurării de ațisare longitudinală;

$E_f = \frac{U_f}{X_f} \omega M_{ad}$, vellearea tensiunii de excitație raportată la circuit statorului.

Dacă se elimină primele trei ecuații din (4.26), mărimile E_{q1} , E_{q2} și I_d și se subtituie în celelalte două ecuații se obțin relațiile :

$$T'_{do} \frac{dE'_q}{dt} = E_f - \frac{X_d - X'_d}{X'_d - X''_d} E'_q + \frac{X_d - X'_d}{X'_d - X''_d} E''_q, \quad (4.27)$$

$$T''_{do} \frac{dE''_q}{dt} = E'_q + \frac{X'_d - X''_d}{X''_d} U_q - \frac{X'_d}{X''_d} E''_q \quad (4.28)$$

Aceste ecuații determină variația tensiunilor electromotoare E'_q și E''_q ce caracterizează regimul de funcționare al mașinii sincrone în axa longitudinală.

Procedînd analog pentru axa transversală (q) și pe baza ipotezelor enunțate, se obține ecuația:

$$T''_{qo} \frac{dE''_d}{dt} = \frac{X_q - X''_q}{X''_q} U_d - \frac{X_q}{X''_q} E''_d, \quad (4.29)$$

unde $T''_{qo} = \frac{L_c}{r_c} \cdot \frac{X_q}{X''_q}$, constanta de timp a înfășurării de amortizare transversală

Ecuațiile (4.27-4.29) descriu regimul tranzitoriu electromagnetic al mașinii sincrone. Se observă că pentru obținerea regimului staționar este suficientă punerea condiției:

$$\frac{dE'_q}{dt} = \frac{dE''_q}{dt} = \frac{dE''_d}{dt} = 0, \text{ rezultînd :}$$

$$E_f - \frac{X_d - X'_d}{X'_d - X''_d} E'_q + \frac{X_d - X'_d}{X'_d - X''_d} E''_q = 0,$$

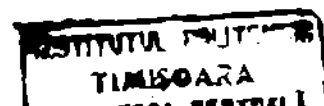
$$E'_q + \frac{X'_d - X''_d}{X''_d} U_q - \frac{X'_d}{X''_d} E''_q = 0, \quad (4.30)$$

$$\frac{X_q - X''_q}{X''_q} U_d - \frac{X_q}{X''_q} E''_d = 0,$$

iar din primele două ecuații (4.30) rezultă:

$$E'_q = \frac{X'_d}{X_d} E_f - \frac{X_d - X'_d}{X_d} U_q, \quad (4.30')$$

care sînt ecuațiile cunoscute ale regimului staționar al mașinii sincrone.



4.2.2. Ecuațiile regimului tranzitoriu electromecanic

4.2.2.1. Ecuația de mișcare a rotorului

În categoria ecuațiilor regimului tranzitoriu electromecanic se includ ecuația de mișcare a rotorului GS și ecuațiile SAIV (descrise deja în capitolul IV).

Ecuația de mișcare a rotorului GS se obține pornind de la ecuația care exprimă echilibrul cuplurilor care antrenează rotorul GS și anume

$$J \frac{d^2\beta}{dt^2} = C_m - C_e \quad (4.31)$$

în care $\beta = \omega_0 t + \delta$ este unghiul absolut format de axa rotorică cu axa fazei "a" de referință (fixă în timp și spațiu), conform figurii 4.3; J - momentul de inerție al maselor în mișcare;

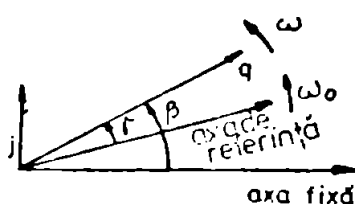


Fig. 4.3. Poziția momentană a rotorului GS

unde C_m - cuplul mecanic la arborele rotoric; C_e - cuplul electromagnetic. Dacă se definește

$$\frac{d\beta}{dt} = \Omega_0 + \frac{d\gamma}{dt} \quad (4.32)$$

unde $\Omega_0 = \frac{\omega_0}{p}$ viteza unghiulară geometrică a axei de referință și $\delta = p\gamma$ - unghiul electric extern pentru o mașină cu p perechi de poli, unghiul γ format de axa „q” cu axa de referință va fi unghiul intern al mașinii sincrone.

Cu notațiile anterioare, relația (4.32) devine :

$$\frac{d\beta}{dt} = \frac{\omega_0}{p} + \frac{1}{p} \frac{d\delta}{dt}$$

și efectuând derivate în raport cu timpul avem :

$$\frac{d^2\beta}{dt^2} = \frac{1}{p} \frac{d^2\delta}{dt^2}$$

care înlocuită în relația (4.31) ne dă :

$$J \frac{d^2\delta}{dt^2} = p (C_m - C_e) \quad (4.33)$$

Relația (4.33) reprezintă o formă de exprimare a ecuației de mișcare. În funcție de unitățile de măsură folosite, în literatura de specialitate există și alte forme de exprimare a ecuației de mișcare [135], conform celor prezentate în ta-

belul 4.1.

Tabelul 4.1. Alte forme de exprimare a ecuației de mișcare a rotorului mașinii sincrone

Nr. crt.	Expresia	D I M E N S I U N I A			
		Unghiul	Tim-pul	Const.de inerție	Pute-rea
		I	I	I	P
1.	$J \frac{d^2\delta}{dt^2} = p(C_m - C_e)$	rad.	rad.	rad.	u.r.
2.	$J \omega_0 \frac{d^2\delta}{dt^2} = p(C_m - C_e)$	rad.	rad.	sec.	u.r.
3.	$J \omega_0 s_b \frac{d^2\delta}{dt^2} = p(C_m - C_e)$	rad.	rad.	sec.	MW
4.	$\frac{J}{\omega_0} s_b \frac{d^2\delta}{dt^2} = p(C_m - C_e)$	rad.	sec.	sec.	MW
5.	$\frac{J}{360f_0} s_b \frac{d^2\delta}{dt^2} = p(C_m - C_e)$	grade electrice	sec.	sec.	MW
6.	$\frac{J}{360f_0} \frac{d^2\delta}{dt^2} = p(C_m - C_e)$	grade electrice	sec.	sec.	u.r.
7.	$\frac{J}{\omega_0} \frac{d^2\delta}{dt^2} = p(C_m - C_e)$	rad.	sec.	sec.	u.r.
8.	$\frac{J \omega_0}{s_b} \frac{d^2\delta}{dt^2} = p(C_m - C_e)$	rad.	rad.	MWsec	u.r.
9.	$J \frac{d^2\delta}{dt^2} = \omega_0 p(C_m - C_e)$	rad.	sec.	sec.	u.r.

În tabelul 4.1 s-au folosit notațiile:

$$\omega = 2\pi f_0 = 314 \text{ rad/sec.}$$

$$t \text{ /rad/} = \omega_0 t \text{ /sec/}$$

$$\delta \text{ /rad/} = \frac{2\pi}{360} \delta \text{ /grade elect./}$$

$$P/\text{u.r./} = \frac{P}{s_b} \frac{\text{MW}}{\text{MVA}}$$

În general, cele mai des folosite sînt formele 6,7 și 8, forma 7 fiind folosită în special în analiza stabilității statice, în prezența reguletoarelor.

Dar în regim tranzitoriu, în timpul oscilațiilor pronunțate ale rotorului, accelerația unghiulară este mare și nu se mai poate neglija componenta asincronă a cuplului electromagnetic. Ca urmare, relația de echilibru a cuplurilor va fi:

$$C_M = C_S + C_{as} + C_I, \quad (4.34)$$

sau, sub formă explicită:

$$C_M = C_S + k_A \frac{\Omega - \Omega_0}{\Omega_0} + J \frac{d\Omega}{dt} \quad (4.35)$$

Înmulțind relația (4.35) cu Ω_0 se poate trece de la expresia în cupluri la expresia în puteri știind că în general $C \cdot \Omega = P$. Avem deci:

$$J \cdot \Omega_0 \frac{d\Omega}{dt} + k_A \Omega_0 \frac{\Omega - \Omega_0}{\Omega_0} + C_S \Omega_0 = C_M \Omega_0 \quad (4.36)$$

Ținînd seama de relația dintre viteza unghiulară geometrică și cea electrică, $\Omega = \frac{\omega}{p}$ și de faptul că viteza relativă a rotorului este:

$$\Delta \omega = \omega - \omega_0 = \frac{d\delta}{dt}, \quad (4.37)$$

rezultă:

$$J \frac{\omega_0}{p^2} \frac{d^2\delta}{dt^2} + \frac{k_A}{p} \frac{d\delta}{dt} = P_M - P,$$

sau notînd cu: $M = J \frac{\omega_0}{p^2}$ - constanta mecanică a rotorului, putem scrie:

$$M \frac{d^2\delta}{dt^2} + \frac{k_A}{p} \frac{d\delta}{dt} = P_M - P, \quad (4.38)$$

care reprezintă ecuația de mișcare a rotorului în regim tranzitoriu. Ecuația se mai poate scrie în u.r. dacă se definește timpul de lansare ca fiind:

$$T_1 = \frac{M}{S_b} = J \frac{\omega_0^2}{p^2 S_b} \quad (4.39)$$

și constanta de amortizare:

$$D_1 = \frac{k_A}{p S_b} \quad (4.40)$$

Relația (4.38) va deveni, în această situație :

$$T_1 \frac{d^2\delta}{dt^2} + D_1 \frac{d\delta}{dt} = \frac{P_M - P}{S_b} \quad (4.41)$$

adică

$$T_1 \frac{d^2\delta}{dt^2} + D_1 \frac{d\delta}{dt} = P_M - P \quad (4.41')$$

Deoarece integrarea acestei ecuații diferențiale de ordinul 2 este dificilă, ea se transformă în două ecuații diferențiale de ordinul întâi și anume :

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{P_M - P}{T_1} - \frac{D_1}{T_1} (\omega - \omega_0),$$
$$\frac{d\delta}{dt} = \omega - \omega_0. \quad (4.42)$$

cele două ecuații diferențiale (4.42) reprezentînd ecuațiile de mișcare ale rotorului mașinii sincrone în regim tranzitoriu la care se adaugă ecuațiile SHAV.

4.2.3. Considerarea fenomenelor din miezul feromagnetic al mașinii sincrone

Principalele fenomene pe care le introduce miezul feromagnetic sînt: histeresa, apariția curenților turbionari și saturația. Considerarea distinctă a acestor fenomene este deosebit de dificilă deoarece ele sînt neliniare și caracterizate prin relații foarte complexe care necesită calcule laborioase. Neglijarea lor însă duce de multe ori la condiții mai grele pentru stabilitate, mai ales în cazul unei analize a stabilității dinamice pe termen lung, fenomenele neliniare conducînd la amortisarea rapidă a oscilațiilor, cu excepția primei oscilații /17/, /34/, /121/.

4.2.3.1. Histeresa

Efectele mai importante datorate histeresei magnetice la generatorul sincron sînt /17/, /27/, /111/, /121/ :

- prezența unui flux remanent în întrefier în lipsa curentului de excitație;

- existența unei relații neliniare între fluxul din întrefier și curentul de excitație;

- apariția unor cupluri suplimentare;
- existența unui defazaj între fluxul din întrefier și tensiunea magnetomotoare.

Histeresa se poate lua în considerare prin intermediul a două înfășurări rotorice, câte una pe fiecare axă (d) și (q), care să fie parcurse de curenți dependenți de fluxul după axa respectivă, conform dependenței rezultate din curba de histeresă determinată pentru curentul respectiv /27/, /121/. Parametrii celor două înfășurări (R și X) se determină în așa fel încât pierderile în aceste înfășurări să fie identice cu pierderile prin histeresă în cazul magnetizării alternative a rotorului și să reproducă defazajul necesar pentru a se obține forma dorită a curentului. Înfășurările se consideră alimentate cu surse de putere infinite pentru ca modificarea curenților ce le străbat să fie dependentă de fluxul rezultat după o lege bine determinată.

Dar, din cauza întrefierului care prezintă cea mai mare putere din tensiunea magnetomotoare, efectul histeresei este foarte redus /27/, /34/ și deci, se poate neglija în cele mai multe din cazurile practice /27/, inclusiv într-o analiză de dinamică pe termen lung /121/.

4.2.3.2. Curenții turbionari

În generatorul sincron, curenții turbionari apar atât în stator cât și în rotor. În stator, ei se manifestă atât la funcționarea în regim tranzitoriu cât și în regim staționar. În regim tranzitoriu, la cîmpul învîrtitor cu amplitudine constantă din regimul staționar se adaugă și variația în timp a amplitudinii cîmpului /27/. Dar aceasta nu este mai rapidă decât variația obișnuită a cîmpului datorită rotației, efectul suplimentar dat de curenții turbionari statorici. În procesul tranzitoriu fiind neglijabil față de regimul staționar /27/, /121/. În rotor, în regim tranzitoriu fluxul rotoric variază în timp, deci apar curenți turbionari, pe cînd în regim staționar, datorită constantei fluxului, aceștia sînt nuli.

Prezența curenților turbionari are ca efecte /17/, /79/, /111/, /121/.

- apariția unor pierderi suplimentare în fierul rotoric /2/, /46/ ;
- apariția unor cupluri de amortizare asemănătoare ce-

lor produse de înfășurarea de amortizare /27/, /139/ ;

- modificarea valorii fluxului în întregul ca modul și fază /94/.

Efectul curenților turbionari este important la funcționarea generatorului sincron în sarcină capacitivă, în regim asincron datorită pierderii excitației /27/, în procesul autosincronizării /29/ și în studiul influenței reglajelor /17/.

Deoarece considerarea riguroasă a curenților turbionari nu se poate face decât scriind ecuațiile lui Maxwell pentru circuitele pe care aceștia le străbat, ținând seama de forma constructivă a generatorului sincron, iar soluționarea ecuațiilor obținute conduce la un mare volum de calcule se propune /17/, /27/, /113/, considerarea curenților turbionari printr-o echivalență a efectelor pe care aceștia le produc. Se prezintă, în acest sens, în principiu, patru moduri de luare în considerare a curenților turbionari și anume :

a) Scriind impedanțele operaționale ale generatorului sincron $X_d(s)$ și $X_q(s)$ și ținând cont de curenții turbionari din miezul feromagnetic. În acest sens se propune /17/, /139/ înlocuirea sistemului de ecuații (3.27-3.29) cu sistemul de ecuații operaționale de forma :

$$e'_q - e_q = \frac{\Lambda_1}{\sqrt{s}} [e_q + (X'_d - X^m) i_d - e'_d] \quad (4.43)$$

$$e'_d = \frac{\Lambda_2}{\sqrt{s}} [(X'_q - X^m) i_q - e'_q]$$

$$\text{unde } X'_d = X'_q = X^m \quad ; \quad \Lambda_1 = \frac{\omega_0 T_D}{X'_d - X^m} \quad ; \quad \Lambda_2 = \frac{\omega_0 T_Q}{X'_q - X^m}$$

iar termenul $\frac{1}{\sqrt{s}}$ se aproximează prin :

$$\frac{1}{\sqrt{s}} = \frac{\alpha}{s} + \frac{\beta}{1 + T_1 s} + \frac{\gamma}{1 + T_2 s} \quad (4.44)$$

în care α , β , γ , T_1 și T_2 sînt constante ce se determină din caracteristica de frecvență a generatorului sincron ridicată într-un regim asincron.

b) Introducerea de înfășurări suplimentare de amortizare (după cele două axe (d) și (q) în cuadratură) corespunzătoare curenților turbionari /17/, /24/, /27/, /94/, /113/, /121/.

Aici se pune problema stabilirii numărului de înfășurări ca pe fiecare axă să existe câte o înfășurare pentru fiecare cale de închidere a curenților turbionari și câte o înfășurare pentru curenții statorici și, respectiv, cei rotorici, iar determinarea parametrilor electrici ai înfășurărilor curenților turbionari să se facă astfel încât caracteristicile de frecvență ale generatorului sincron real și a celui echivalent să fie cât mai apropiate. S-a constatat în acest sens că dacă mașina este nesaturată /17/, /79/, raportul parametrilor acestor înfășurări este $R/X = 1$, iar dacă este saturată, raportul devine $R/X = 2$.

Dar deoarece statorul este confecționat din tole, constanta de timp echivalentă curenților turbionari este foarte mică și astfel, efectul lor dispare practic instantaneu /66/, /116/. În schimb în rotor, care este confecționat masiv, curenții turbionari induși pot fi mari, iar contribuția lor este semnificativă în regim tranzitoriu. De aceea, în calcule sînt cuprinși în majoritatea cazurilor numai curenții turbionari rotorici, iar reprezentarea efectului lor cea mai comodă pentru ecuațiile mașinii este reprezentarea prin înfășurări echivalente scurtcircuitate după fiecare din cele două axe (d) și (q) /66/, /116/. În acest caz la setul de ecuații (4.1-4.10) se mai adaugă ecuațiile :

$$- \text{după axa (d)} \quad r_{td} I_{td} + \frac{d\psi_{td}}{dt} = 0 ; \quad (4.45)$$

$$- \text{după axa (q)} \quad r_{tq} I_{tq} + \frac{d\psi_{tq}}{dt} = 0 ; \quad (4.46)$$

iar ecuațiile magnetice (4.4-4.6), respectiv (4.9) și (4.10) devin :

$$\begin{aligned} \psi_d &= L_d I_d - M_{ad} I_E - M_{ad} I_D - M_{ad} I_{td} ; \\ \psi_E &= L_E I_E + M_{ad} I_D + M_{ad} I_{td} - M_{ad} I_d ; \\ \psi_D &= L_D I_D + M_{ad} I_E + M_{ad} I_{td} - M_{ad} I_d ; \\ \psi_{td} &= L_{td} I_{td} + M_{ad} I_E + M_{ad} I_D - M_{ad} I_d ; \quad (4.47) \\ \psi_q &= L_q I_q - M_{aq} I_Q - M_{aq} I_{tQ} ; \\ \psi_Q &= L_Q I_Q + M_{aq} I_{tQ} - M_{aq} I_q ; \\ \psi_{tq} &= L_{tq} I_{tq} + M_{aq} I_Q - M_{aq} I_q . \end{aligned}$$

Se observă că prezența curenților turbionari va determina încetinirea oricărei variații a fluxului magnetic.

Cît privește caracteristicile înfășurărilor echivalente curenților turbionari, în literatura de specialitate se dau următoarele valori:

În /1/ și /19/ se precizează că înfășurările echivalente se caracterizează prin $\cos\varphi = 0,894$ și $R/X = 2$;

În /117/ se dă unghiul de defazaj $\Theta = 32^\circ$

În /104/ se dau $\cos\varphi = 0,707$ în teoria liniară și $\cos\varphi = (0,8165 - 0,895)$ în teoria limită.

În /60/ și /116/ se mai precizează că dispersia înfășurării este de (16,66-33)%.

e) Dacă se consideră numai curenții turbionari din rotor, problema modelării efectului lor poate fi privită și dintr-un alt unghi de vedere, și anume: înfășurările suplimentare prin care se modelează efectul curenților turbionari se pot considera ca înfășurări suplimentare de amortizare care vor introduce în ecuația de mișcare un termen suplimentar proporțional cu alunecarea rotorului /121/. În acest caz, pe baza relației de calcul a pierderilor de putere datorate curenților turbionari din /111/ se determină expresia cuplului suplimentar de amortizare care intervine în ecuația de mișcare sub forma:

- pentru turbogeneratoare:

$$C_{tT} = \frac{B^2 \cdot 10^3}{0,208 k^{3/2} \cdot a^{1/2}} ; \quad (4.48)$$

- pentru hidrogeneratoare:

$$C_{tH} = \frac{B^2 \cdot 10^3}{0,227 k_H^{3/2} \cdot a^{1/2}} . \quad (4.49)$$

unde $k_H = \frac{M}{\mu_0} = 0,4-1$ pentru o inducție $B = 1T$;

iar $a = \frac{\omega - \omega_0}{\omega_0}$, alunecarea.

Autorul consideră că relațiile (4.48) și (4.49) sînt deosebit de avantajoase pentru modelizarea efectului curenților turbionari. Deoarece cuplul suplimentar de amortizare este proporțional cu pătratul inducției magnetice rezultante, iar în procesele

transitorii, inducția magnetică poate fi considerată proporțională cu t.e.m. tranzitorie după axa (q), adică E'_q ; relațiile se mai pot scrie :

$$C_{tT} = (\text{sgn}(a)) \frac{E_q^2}{A_T k u^{3/2} a^{1/2}} ; \quad (4.50)$$

$$C_{tH} = (\text{sgn}(s)) \frac{E_q^2}{A_H k u^{3/2} a^{1/2}} . \quad (4.51)$$

fapt ce permite calculul cuplului suplimentar de amortizare creat de curenții turbionari la fiecare pas de calcul al procesului de analiză a regimului tranzitoriu cunoscându-se valoarea lui E'_q . Trebuie remarcat faptul că este necesară introducerea valorilor cuplurilor suplimentare C_{tT} și C_{tH} cu semnul alunecării în expresia ecuației de mișcare a rotorului datorită caracterului lor amortizant atât la accelerarea cât și la decelerare rotorului mașinii sincrone. De asemenea, cunoscând și frecvența la fiecare pas de calcul se poate determina puterea amortizantă dată de curenții turbionari :

$$P_{trT} = C_{tT} \cdot \omega ; \quad P_{trH} = C_{tH} \cdot \omega \quad (4.52)$$

Iar cu aceasta, sistemul de ecuații (4.42), în u.r. care descriu comportarea în regim tranzitoriu a mașinii sincrone pe canalul electromecanic, devine :

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{P_M - P}{T_1} - \frac{D_1}{T_1} (\omega - \omega_0) - \frac{P_{tr}}{T_1} \quad (4.53)$$

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega - \omega_0$$

în care P_{tr} - reprezintă puterea amortizantă a curenților turbionari exprimată în u.r. față de puterea de bază, S_b -alesă pentru SEB considerat.

Cît privește valorile constantelor A_T și A_H din relațiile (4.50) și (4.51) acestea se calculează în funcție de sistemul de unități folosit. Astfel, autorul a calculat pentru inducția de 1T la 50 Hz și o suprafață a fierului de $1m^2$, în condițiile unui raport normal între t.e.m. polară, E_q și t.e.m. tranzitorie, E'_q de : $E_q/E'_q = 1,66-1,75$, valorile :

$$A_T = 1,385 - 3,745$$

și

$$A_H = 1,513 - 4,083$$

Modelul prezentat mai sus prezintă avantajul că simplifică calculul regimului tranzitoriu și nu afectează ecuațiile canalului electromagnetic al mașinii sincrone și nici parametrii electrici ai acesteia.

d) Al patrulea mod de considerare a curenților turbionari ar fi prin mărirea rezistenței înfășurărilor statorice pentru ca pierderile rezultante prin efect Joule Lenz să acopere și pierderile prin curenți turbionari /17/, /20/.

Din cele prezentate mai sus, autorul a ales pentru considerarea influenței curenților turbionari asupra comportării generatorului sincron în regim tranzitoriu modelul propus la aliniatul c) și descris de ecuațiile (4.50), (4.51), (4.52) împreună cu sistemul de ecuații (4.53).

4.2.3.3. Saturația

În studiile de stabilitate tranzitorie, tratarea simplificată a generatorului sincron presupune neglijarea saturației /4/, /58/, /115/, /127/, /139/, fapt ce dăunează preciziei rezultatelor obținute pe cale teoretică față de cele experimentale /20/, /27/. În analiza dinamică pe termen lung a unui sistem de generatoare sincrone interconectate luarea în considerare a saturației este obligatorie datorită extinderii scalei timpului de analiză fapt ce permite manifestarea efectelor acesteia.

Efectele saturației sînt, în principal, următoarele /17/, /27/, /113/ :

- modificarea formei cîmpului magnetic din întrefier față de o sinusoidă;
- modificarea întrefierului echivalent;
- dependența caracteristicii de magnetizare de înfășurarea care produce cîmpul magnetic;
- decalarea axei magnetice a polilor cîmpului datorită influenței reacției transversale a indusului ;
- deformarea curbei curentului în timp.

De asemenea, saturația influențează comportarea generatorului sincron în condițiile considerării reglajului automat de tensiune și a funcționării pe o sarcină capacitivă /17/, /27/, /121/.

Luarea în considerare a saturației face ca inductivități-

le generatorului sincron să nu mai fie constante, ci să se modifice dependent de valoarea curenților din diferitele înfășurări ale mașinii. Modificarea valorii inductivităților este determinată de dependența neliniară dintre inducția magnetică B și intensitatea câmpului magnetic H . În literatură, curba reală $B=f(H)$ este aproximată prin curbe continue /108/, prin una, două sau mai multe porțiuni de dreaptă de μ -constant /142/, printr-un polinom de ordinul n , unde $n = 8-10$, de forma /17/, /27/ :

$$y = a_0 + a_1 x + a_2 x^2 + \dots + a_n x^n, \quad (4.54)$$

unde y - fluxul în întrefier și x - tensiunea magnetotoare rezultantă sau printr-o formulare numerică /27/, /113/ (care, însă este neeconomică datorită încărcării memoriei calculatorului și măririi timpului de calcul).

Luarea în considerare a saturației se poate face în mai multe feluri /121/. Dacă însă se utilizează modelul liniarizat al generatorului sincron se impune introducerea saturației sub forma unor corecții aduse valorilor reactanțelor de reacție X_{ad} și X_{aq} /17/, /108/, /142/ prin intermediul unui coeficient de saturație k_{SAT} /17/, /24/, /108/ sau a unei funcții de saturație f_{SAT} /43/, /142/.

Dacă se utilizează metoda coeficientului de saturație, trebuie admise următoarele ipoteze /121/ :

- reactanța de dispersie este constantă și independentă de saturație, fluxul de dispersie închizându-se mai mult prin aer;
- saturația se determină din fluxul rezultat din întrefier, același pentru aceeași t.e.m. rezultantă, în sarcină sau la mers în gol;
- dependența dintre t.e.m. în întrefier, U_f și solenștia totală (curent de excitație și curenți de reacție stator), este dată de caracteristică de mers în gol;
- rotorul este cilindric (are poli plini).

Coeficientul de saturație se definește ca fiind /17/.

/24/ :

$$k_{SAT} = \frac{t \text{ m m în lipsa saturației}}{t \text{ m m în prezența saturației}} \Big|_{U = \text{const}} = \frac{\beta_{SAT}}{\beta_{NESAT}} \Big|_{i = \text{const}} \quad (4.55)$$

La mașinile cu poli aparenti din cauza întrefierului

mare după axa (q), reacțanța utilă după axa (q) se consideră constantă, neafectată de saturație /108/, /114/.

Deci

$$X_{qh} = X_{qhn} \quad ; \quad X_{dh} = k_{SAT} X_{dhn} \quad (4.56)$$

La mașinile cu poli înecați se afectează ambele reactanțe de saturație. În acest scop se va considera un flux resultant $\phi = \sqrt{\phi_{dh}^2 + \phi_{qh}^2}$, cu ajutorul căruia, din caracteristica de magnetizare se obține valoarea saturată a reactanței, prin intermediul coeficientului de saturație /108/, /114/ :

$$X_{qh} = k_{qSAT} X_{qhn} \quad ; \quad X_{dh} = k_{dSAT} X_{dhn} \quad (4.57)$$

Dacă se utilizează metoda funcției de saturație, f_{SAT} aceasta se poate exprima sub forma /5/, /46/ :

$$f_{SAT} = K \cdot e^{(E'_q - 0,8)} \quad (4.58)$$

care se stabilește cu ajutorul curbei de saturație în gol (dată de fabrica constructoare) și care exprimă dependența dintre tensiunea la borne (sau E'_q) și curentul de excitație. Mărimile se exprimă în u.r., valorile de referință fiind tensiunea nominală și curentul de excitație de bază (sau mai convenabil, tensiunea E_I corespunzătoare curentului de excitație de bază).

Se definește, de asemenea, parametru /43/ :

$$S = \frac{A}{B} - 1 \quad (4.59)$$

legat de f_{SAT} prin relația :

$$S = \frac{f_{SAT}}{E'_q} \quad (4.60)$$

Constantele A și B din relația (4.59) sînt valorile lui E_I calculate fără considerarea efectului saturației.

În figura 4.4 se re-

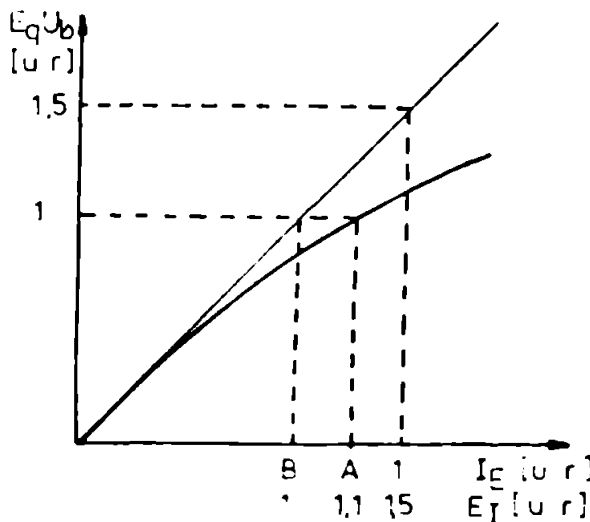


Fig.4.4. Utilizarea curbei de saturație pentru determinarea parametrilor A și B

prezintă modul în care curba de saturație, etalonată în u.r. se folosește la determinarea parametrilor A și B.

Trebuie precizat că, de fapt, orice mod de considerare a

saturației este aproximativ, dar rezultatele sînt rezonabile pentru scopurile practice urmărite /108/. De asemenea, cercetările detaliate au arătat că saturația are un defect redus asupra comportării tranzitorii a unghiului rotoric /24/, /54/. Aceasta deoarece în comportare dinamică sînt esențiale reactanțele tranzitorii și subtranzitorii care au caracter de dispersie și deci, sînt puțin afectate de saturație.

Este important însă să se ia în considerare efectul saturației la determinarea valorilor inițiale din regim normal anterior perturbației /63/ precum și în regiunile cvasistaționare și perturbație.

Deși metoda funcției de saturație f_{SAT} este simplă și elegantă, autorul a considerat că este dificilă cunoașterea exactă a curbelor de saturație pentru fiecare mașină sincronă din SEE. De asemenea este greu de cunoscut și caracteristicile de mers în gol ale generatoarelor. De aceea, pentru a lua în considerare saturația s-a orientat spre metoda coeficienților de saturație calculați după axele d și q , în mod analitic și bazîndu-se pe următoarele ipoteze suplimentare :

- gradul de saturație după o axă este proporțional cu componentele tensiunii din spatele reactanței de dispersie (Poitier)

- deformarea fluxului din întrefier nu schimbă valorile inductivității nesaturate sau nu distruge variația sinusoidală a inductivității rotorului și statorului.

În această situație, coeficienții de saturație se obțin analitic din relațiile :

$$U_{q\sigma} = U_q + KI_q + I_d X_{\sigma} \quad (4.61)$$

$$U_{d\sigma} = U_d + KI_d - I_q X_{\sigma}$$

$$k_{dSAT} = f(U_{q\sigma}) \quad (4.62)$$

$$k_{qSAT} = f(U_{d\sigma}) \frac{X_q}{X_d}$$

În această situație, ecuațiile canalului electromagnetic al generatorului sincron, în regim tranzitoriu, cu considerarea saturației, devin :

$$U_d = - KI_d + \left(\frac{X_q - X_{\sigma}}{1 + k_{qSAT}} + X_{\sigma} \right) I_q + E_d$$

$$\begin{aligned}
 U_q &= -RI_q + \left(\frac{X_d - X_\sigma}{1 + k_{dSAT}} + X_\sigma \right) I_d + E_q, \\
 E'_q &= - \frac{X_d - X'_d}{1 + k_{dSAT}} I_d + E_q, \\
 E'_d &= \frac{X_d - X'_d}{1 + k_{qSAT}} I_q + E_d, \\
 \frac{dE'_q}{dt} &= \frac{1}{T'_{do}} [E_f - (1 - k_{dSAT}) E_q], \\
 \frac{dE'_d}{dt} &= - \frac{1}{T'_{qo}} (1 + k_{qSAT}) E_d,
 \end{aligned} \tag{4.63}$$

în care X_σ - reactanța de dispersie statorică

$U_{d\sigma}, U_{q\sigma}$ - proiecțiile după axele d și q ale tensiunilor din spatele reactanțelor de dispersie.

Tensiunea aleasă pentru a fi folosită în spetele reactanței tranzitorii X'_d se exprimă prin componentele sale după axele (d) și (q) astfel :

$$E_{dm} = RI_d - X'_d I_q + U_d, \tag{4.64}$$

$$E_{qm} = RI_q + X'_d I_d + U_q,$$

sau, cu considerarea saturației, relațiile (4.64) devin :

$$E_{dm} = E'_d + \left[\frac{X'_d - X_\sigma}{1 + k_{qSAT}} + (X_\sigma - X'_d) \right] I_q, \tag{4.65}$$

$$E_{qm} = E'_q - \left[\frac{X'_d - X_\sigma}{1 + k_{dSAT}} + (X_\sigma - X'_d) \right] I_d$$

Ecuațiile (4.27) , (4.28) , (4.29) setul de ecuații (4.63-4.65) și ecuațiile (4.50-4.53) formează sistemul general de ecuații care descriu comportarea în regim tranzitoriu a generatorului sincron cu luarea în considerare a fenomenelor din miezul feromagnetic. Acest sistem general de ecuații, la care se vor adăuga ecuațiile ce descriu influența reglajelor de tensiune și de viteză, va sta la baza determinării unui model concret pentru generatorul sincron în regim tranzitoriu.

4.2.4. Ecuațiile d.S. în regim dinamic al SSB

În regimul dinamic al SSB care urmează procesului tranzitoriu electromagnetic și electromecanic și este cauzat de acțiu-

nea perturbatoare a sistemelor de reglare lente ale instalațiilor primare din centrale, GS nu necesită o reprezentare prea detaliată, contribuția lor la desfășurarea procesului dinamic fiind redusă, comparativ cu aceea dată de instalațiile termo și hidromecanice. Totuși fiind vorba de un proces dinamic este bine ca modelul GS să păstreze în principiu, caracterul regimului tranzitoriu mai ales datorită faptului că în acest interval de timp tensiunea și frecvența se pot modifica în limite largi.

4.2.4.1. Modelul matematic al GS pe canalul electromagnetic

4.2.4.1.1. Modelul Stagg-BI-Abiad /115/

Acest model a fost conceput pentru studii de stabilitate de foarte scurtă durată (sub o secundă) când nu interesează reprezentarea detaliată a fenomenelor electromagnetice din mașina sincronă. Dar pentru că și în procesele DTL, se pune aceeași problemă, modelul poate fi bine adaptat și pentru reprezentarea GS în procesele dinamice care depășesc 3-4 secunde. În acest caz GS poate fi reprezentat simplu printr-o sursă de tensiune elec-

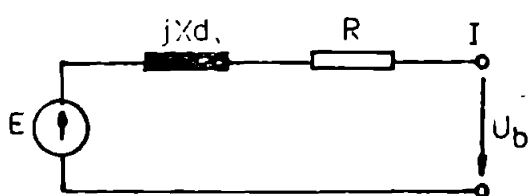


Fig.4.5. Reprezentarea simplă a GS

tromotoare în spatele reactanței tranzitorii, ca în figura 4.5.

Această tensiune este constantă ca valoare, dar își modifică poziția față de o axă de referință aleasă arbitrar.

Tensiunea din spatele reactanței tranzitorii se determină din :

$$E' = U_b + KI + jX_d' I \quad (4.66)$$

Considerînd acțiunile fluxurilor de-a lungul celor două axe în cuadratură, "d" și "q", se poate calcula o tensiune fictivă după axa "q" în spatele reactanței sincrone X_q după această axă.

$$E_q = U_b + KI + jX_q I \quad (4.67)$$

Fluxul sinusoidal produs de curentul de excitație acționează de-a lungul axei "d". Tensiunea indusă de acesta rămîne în urma fluxului cu $\frac{\pi}{2}$ grade electrice și se află în axa "q". Această tensiune electromotoare poate fi determinată adăugînd la tensiunea la borne căderea de tensiune pe rezistența înfășurării statorice și căderea de tensiune reprezentînd efectele

demagnetizante după axele "d" și "q". Neglijând saturația avem:

$$E_T = U_b + RI + j(X_d I_d + X_q I_q), \quad (4.68)$$

în care E_T - este t.e.m. proporțională cu curentul de excitație

În figura 4.6 se reprezintă diagrama fazorială corespunzătoare t.e.m. E_T . Pe baza ei se poate calcula t.e.m. E'_q proporțională cu înălțuirea fluxului de excitație, care rezultă prin combinarea efectelor curentului de excitație și a curenților

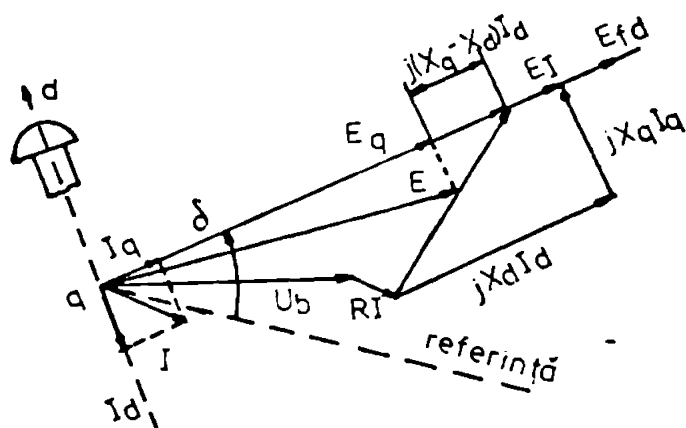


Fig.4.6. Diagrama fazorială pentru determinarea t.e.m. E_T și E'_q

lor statorici. Dacă fluxul de excitație nu se modifică instantaneu în urma unei perturbații, nici E'_q nu se va modifica instantaneu. Variația lui E'_q în lungul axei "q" este dependentă de t.e.m. de excitație (controlată de acțiunea IAT) și de t.e.m. proporțională cu curentul de excitație, E_T și invers proporțională cu constanta de timp tranzitorie la mers în gol.

$$\frac{dE'_q}{dt} = \frac{1}{T'_{do}} (E_{fd} - E_T) \quad (4.69)$$

Relațiile (4.67-4.69) descriu modelul matematic al GS pentru regimurile tranziției rapide cu durata mai mică de 1 secundă, pe canalul electromagnetic. Dacă modelul de utilizează în studiile DFB, aceste relații vor trebui să sufere unele modificări datorită prezenței, în regim dinamic, a fenomenelor din miezul feromagnetic al mașinii sincrone.

4.2.4.1.2. Ecuațiile GS pe canalul electromagnetic, în regim dinamic

Pentru descrierea matematică a funcționării GS pe canalul electromagnetic se impune luarea în considerare a fenomenelor

din fierul mașinii în scrierea ecuațiilor sale. Dar regiul dinamic considerat are o dinamică foarte lentă din unghiul de vedere al mărilor electromagnetice ale GS el fiind calat pe dinamica instalațiilor primare care, așa cum s-a văzut au timpuri mare. Ca urmare, fenomenele din fierul mașinii sincrone pot fi considerate cele corespunzătoare regiului staționar cu mențiunea că dacă saturația se modelizează printr-un coeficient de saturație care modifică reactanța GS, trebuie să se țină seama și de modificarea acesteia cu frecvența SBE. Pentru a evita acest lucru se preferă reprezentarea saturației prin funcția de saturație f_{SAT} descrisă la paragraful 4.2.3.3. (relația 4.58), care, pentru o curbă universală de magnetizare poate lua, în u.r., forma liniară :

$$f_{SAT} = 0.1 \cdot E'_q \quad (4.70)$$

În această situație, relația (4.69) devine :

$$\frac{dE'_q}{dt} = \frac{1}{T'_{do}} (E_{fd} - E'_q) + f_{SAT} \quad (4.71)$$

Iar modelul GS pe canalul electromagnetic în regim dinamic se poate construi după un algoritm care ține seama și de includerea GS în modelul rețelei electrice pentru determinarea circulației de puteri în regim dinamic :

Ca baza acestui algoritm a stat ideea introducerii unei noi mărimi de calcul, tem E'_q considerată ca fiind o mărime inerțială (care nu se modifică brusc), adică constantă de-a lungul unui pas de calcul. Aceasta permite reprezentarea simplă a GS prin tem E'_q de calcul în spatele impedanței corespunzătoare, conform figură 4.5 în vederea rezolvării circulației de puteri. Pentru calculul t.e.m. E'_q s-a reprezentat în figura 4.7 diagramă fazorială a GS în regim staționar.

Trebuie precizat faptul că prin reprezentarea GS ca o t.e.m. în spatele unei impedanțe, în rețeaua electrică se introduce câte un nou nod, corespunzător fiecărui GS. Dar pentru că t.e.m. E'_q a fiecărui GS este cunoscută ca modul și fază la fiecare pas de calcul, noul nod introdus în rețea este de tip balansare (echilibrare) și nu intervine la calculul iterativ al tensiunilor în noduri.

Matricea de admitanță nodală, însă, trebuie augmentată

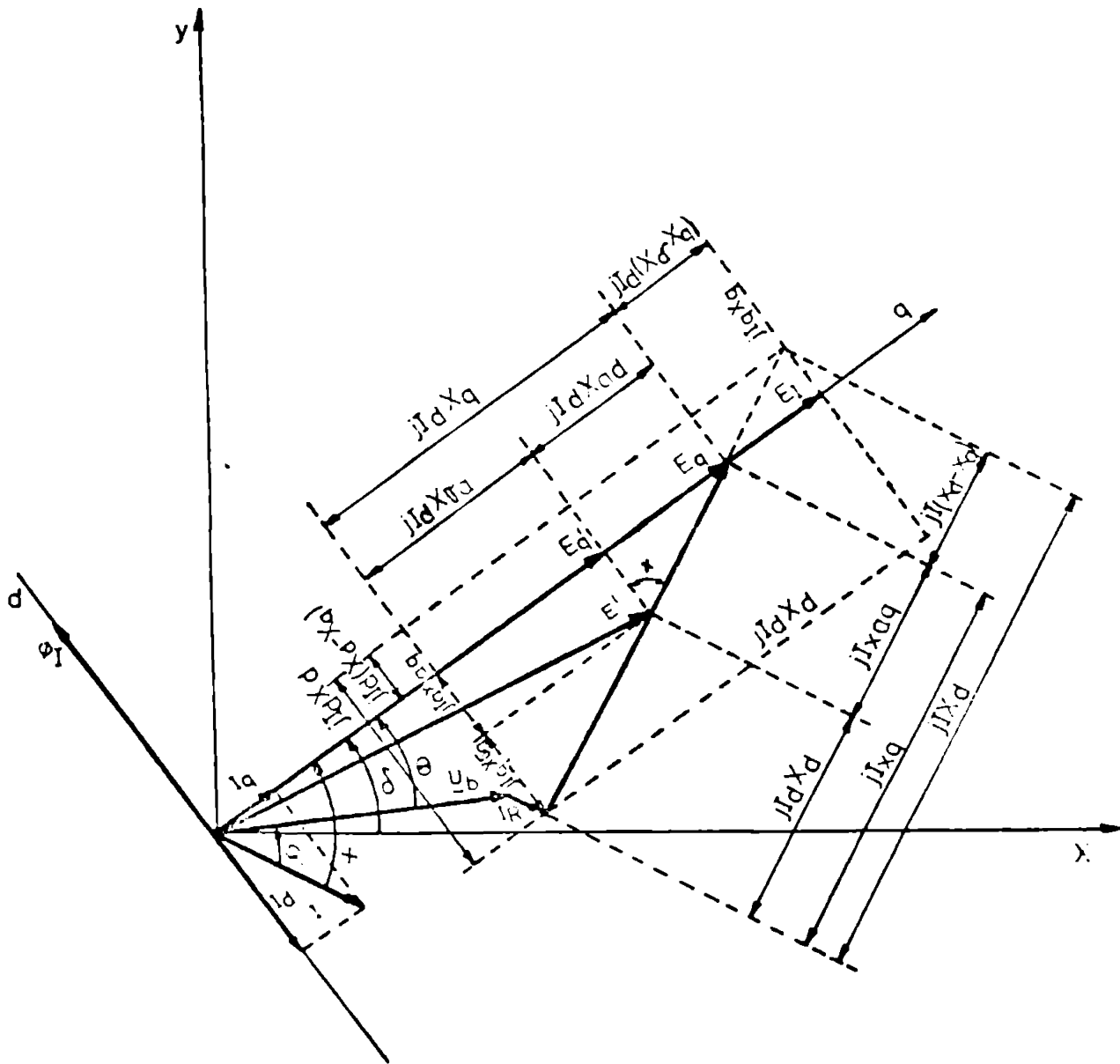


Fig.4.7. Diagrama fazorială a G.S. pentru regim staționar

cu impedanța de legătură care apare între noile noduri (ale t.e.m. \underline{e}') și rețea.

Algoritmul reprezentării GS pe canalul electromagnetic, în regimul dinamic al SSB și, implicit, al determinării t.e.m. de calcul \underline{e}' este următorul :

- la fiecare pas de calcul și pentru fiecare nod
 - A1 : dacă nodul nu este de tip generator se trece la A14;
 - A2 : cunoscând puterea activă și reactivă debitate și ten-

siunea la borne, de la pasul anterior, se calculează componentele activă și reactivă ale curentului de sarcină:

$$I_a = \frac{P}{U_b} ; \quad I_r = \frac{Q}{U_b} ; \quad (4.72)$$

A3 : se determină unghiul de sarcină al GS :

$$\varphi = \arctg\left(\frac{Q}{P}\right) ; \quad (4.73)$$

A4 : se calculează unghiul intern al mașinii sincrone:

$$\theta = \arctg\left(\frac{I_a \cdot \omega L_q - I_r R}{U_b + I_r \omega L_q + I_a R}\right) ; \quad (4.74)$$

A5 : se calculează unghiul total:

$$\psi = \theta + \varphi ; \quad (4.75)$$

A6 : se determină t.e.m. polară după axa "q", E_q , în moduri pe baza unui calcul de circulație de curent pe impedanța sincronă :

$$E_q = [(U_b + I_r \omega L_q + I_a R)^2 + (I_a \omega L_q - I_r R)^2]^{1/2} ; \quad (4.76)$$

A7 : se calculează valoarea curentului de sarcină total și a componentelor după axele d și q ale curentului, cu relațiile:

$$\begin{aligned} I &= (I_a^2 + I_r^2)^{1/2} \\ I_d &= -I \sin \varphi \\ I_q &= I \cos \varphi ; \end{aligned} \quad (4.77)$$

A8 : se determină valoarea t.e.m. , E_I , corespunzătoare curentului total :

$$E_I = [(U_b + RI)^2 + (\omega L_d I_d + \omega L_q I_q)^2]^{1/2} ; \quad (4.78)$$

A9 : se consideră intervenția SRAF care va determina valoarea t.e.m. E_{fd} corespunzătoare cimpului de excitație ;

A10: se determină valoarea componentei după axa q a t.e.m.

tranzitorii E' ținându-se seama de saturație:

$$\frac{dE'_q}{dt} = \frac{1}{T_{do}} (E_{fd} - E'_I) + f_{SAT} ; \quad (4.79)$$

A11 : dacă GS considerat nu are înfășurări de amortizare, componenta după axa d a tem E' devine, $E'_d = 0$ și se sare la A13 ;

A12 : dacă GS considerat are înfășurări de amortizare se calculează :

$$E'_d = \frac{E_q - E'_q}{\operatorname{tg} \gamma} ; \quad (4.80)$$

A13 : expresia complexă, corespunzătoare planului de propriu GS rezultă :

$$\underline{E}' = E'_d + jE'_q ; \quad (4.81)$$

A14 : se trece la nodul următor.

Algoritmul descris determină complet, pe baza relațiilor (4.72-4.81) și a expresiei SAT, modelul matematic al GS pe canalul electromagnetic, în regim dinamic al SEE.

4.2.4.1.3. Ecuațiile GS pe canalul electromecanic, în regim dinamic

În regimul dinamic al SEE datorită variațiilor lente ale mărimilor termo și hidromecanice, mărimile electromagnetice pot fi considerate evasisonante și ca urmare, curenții turbionari care se manifestă numai în statorul GS (conecționat din tole izolate între ele) sînt foarte mici, efectul lor fiind neglijabil într-o primă aproximație. Ecuația de mișcare a rotorului, în acest caz, va fi influențată numai de prezența înfășurărilor de amortizare (dacă ele există) adică vom avea :

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{T_1} [P_m - P - D_1(\omega - \omega_0)] , \quad (4.82)$$

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega - \omega_0 , \quad (4.83)$$

în care P_m - puterea mecanică la arborele turbinei se obține rezolvînd sistemul de ecuații corespunzător instalațiilor primare.

Dacă nu există înfăşurări de amortizare, constanta de amortizare, $D_1 = 0$ şi ecuaţia (4.82) se simplifică mult.

Rezolvând la fiecare pas de calcul ecuaţiile (4.82) şi (4.83) se obţine poziţia rotorului GS faţă de axa de referinţă a unghiurilor tensiunilor din SEE, dată de valoarea unghiului de stabilitate, .

Cu aceasta se pot determina componentele t.e.a. tranzitorii, \underline{E}' după axele generale X şi Y ale planului complex al reţelei electrice, adică :

$$E'_X = E'_d \sin \delta + E'_q \cos \delta, \quad (4.84)$$

$$E'_Y = E'_q \sin \delta - E'_d \cos \delta$$

Rezultă valoarea şi faza t.e.a. tranzitorii, \underline{E}' în planul complex al reţelei :

$$E' = (E'^2_X + E'^2_Y)^{1/2}, \quad (4.85)$$

$$\delta_e = \arctg\left(\frac{E'_Y}{E'_X}\right) \quad (4.86)$$

Cu aceste valori constante pentru un pas de calcul se determină valorile şi fazele tensiunilor din toate nodurile reţelei şi se face calculul circulaţiei de puteri în SBK, la pasul respectiv conform metodei descrise în capitolul III.

Setul de ecuaţii 4.77-4.86 descriu modelul matematic al GS în regimuri dinamice ale SEE. La acesta se vor adăuga ecuaţiile SIAE şi IAT.

4.3. Consideraţii asupra modelelor matematice ale sistemului automat de reglare a excitaţiei şi a tensiunii (SIAE şi IAT)

4.3.1. Probleme generale

Sistemul de reglare automată a excitaţiei SIAE şi de reglare automată a tensiunii - IAT are drept scop menţinerea tensiunii constante la bornele GS prin furnizarea şi reglarea curentului care străbate înfăşurarea de excitaţie a acestuia. Principalele cerinţe care se impun SIAE şi IAT sînt /6/, /17/, /85/ :

- promptitudinea în modificarea curentului de excitaţie la modificarea regimului de funcţionare al GS;

- asigurarea stabilității parametrilor reglați;
- siguranța în funcționare ;
- simplitate constructivă ;
- preț de cost scăzut, etc.

SAE și IAT au un rol foarte important în funcționarea OS, mai ales în influențarea comportării sale în procese tranzitorii /6/, /13/, /17/, /54/, /57/, /108/, dar și în procesele DTL unde tensiunea, în diferite noduri ale SBA se poate modifica mult. /37/, /39/, /96/, /105/, /121/, /142/.

4.3.2. Structură, tipuri constructive, clasificări, caracteristici

În figura 4.8 este reprezentată în mod schematic structura de bază a sistemelor moderne de EAB și IAT /17/, /57/. În figură s-a insistat asupra părții de excitație care este foarte diversificată și de aceea, dificil de reprezentat într-o

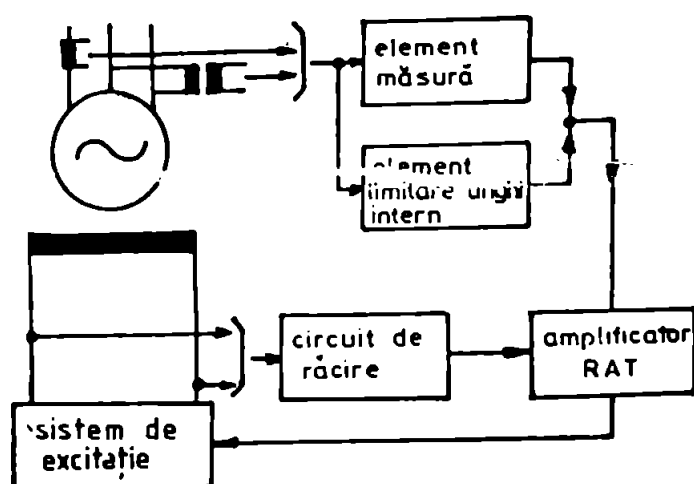


Fig.4.8. Structura de bază a SBA și IAT

- după caracterul mobil sau fix al elementelor SAE;
- după principiul de funcționare al SAE

În /121/ pag.33-34 s-au prezentat schematic clasificarea și tipurile constructive uzuale ale SAE.

Cit privește sistemele de reglare a tensiunii (IAT) acestea au parcurs mai multe etape în evoluția lor, impunându-se istoric, trei figuri și anume: tipul electrozonic, tipul electronic și tipul cu acțiune intensivă și adaptivă. /52/, /61/, /85/, /135/. Acestea din urmă acționează atât la acțiunile pe-

formă unitară. Totuși se poate realiza o grupare a SBA avându-se în vedere următoarele criterii /121/ :

- după autonomia sau neautonomia sursei de energie necesară excitației ;

- după natura sursei de energie care alimentează înfășurarea de excitație a OS ;

parametrilor controlați, cît și la derivatele de ordinul unu și superior, prezentînd factori de amplificare superiori, utili pentru îmbunătățirea regimurilor tranzitorii precum și în regimurile limită, capacitive /17/, /24/.

Legat de modul de lucru RAT pot fi cu acțiune continuă și cu acțiune discontinuă, iar cele cu acțiune continuă pot fi cu acțiune proporțională (cu sau fără compundaj, cu semnale adiționale, combinat) sau proporțional-derivative.

Caracteristicile SRAE și RAT pot fi statice și dinamice, caracterizînd comportarea acestor sisteme în regimurile staționare respectiv, tranzitorii /17/.

De asemenea, în funcție de caracterul regulatorului, regula tensiunii poate fi un reglaj static sau un reglaj static cu statistic pozitiv sau negativ, conform figurii 4.9.

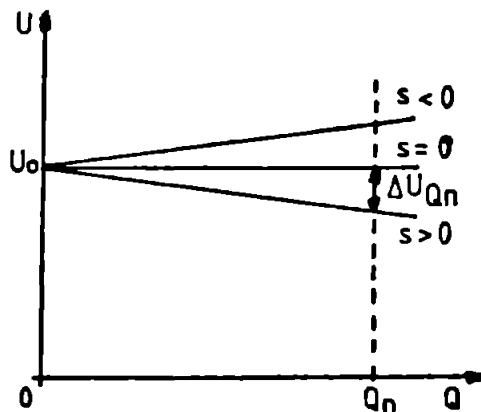


Fig.4.9. Statismul RAT

(pentru că modificarea tensiunii la bornele GS este cauzată de reacția de indus longitudinală, reacția de indus transversală fiind neglijabilă).

4.3.3. Influența sistemelor RAE și RAT asupra proceselor tranzitorii

Sistemele RAE și RAT au un rol important asupra desfășurării proceselor tranzitorii atât prin influența tipului constructiv al SRAE și prin legea de reglare a RAT, cât și prin valoarea unor parametri ai sistemului de reglare în ansamblu.

Studii analitice și încercări experimentale au arătat /106/ că reducerea la jumătate a amplificării RAT de tip amplitudine sau amplificatoare magnetice a dus la îmbunătățirea substanțială a stabilității tranzitorii a sistemului (figura 4.10 a,b,c), iar micșorarea valorii constantei de timp conduce la un regim transi-

Statisticul regulatorului se definește (figura 4.9) prin

$$s = \frac{\Delta U_{Qn}}{Q_n} \quad (4.87)$$

reglarea tensiunii GS urmărindu-se de obicei în raport cu încărcarea lui cu putere reactivă, Q

toriu mai lent al tensiunii de excitație respectiv al tensiunii la borne /133/ conform figurii 4.11.

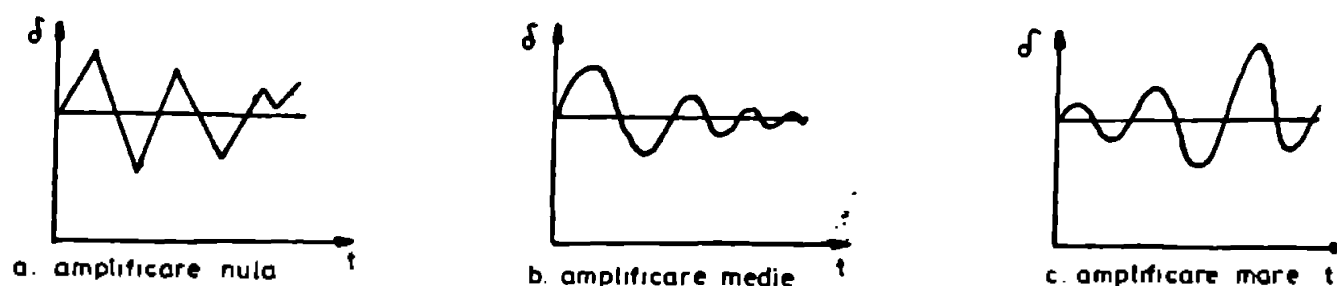


Fig.4.10. Curbe de oscilație la diferite valori ale constantelor de amplificare ale FAT

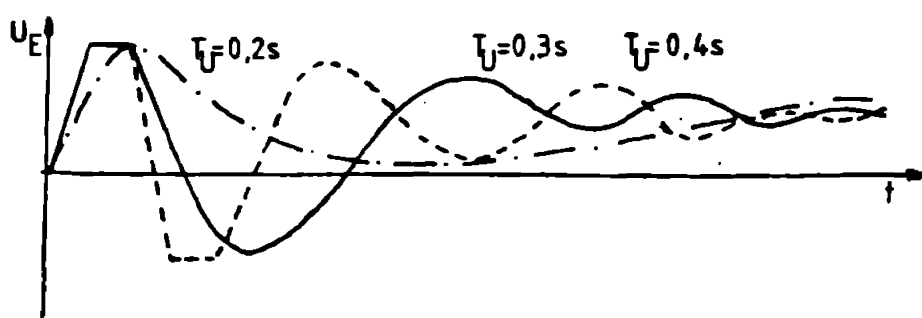


Fig.4.11. Variația tensiunii de excitație cu modificarea constantei de timp T_U pentru un SFAE cu funcție de transfer de forma :

$$F(s) = \frac{k_U(1+T_{US})}{(1+T_{R1}s)(1+T_{R2}s)} \quad \text{suplimentare}$$

Deci pentru un sistem de reglare dat este necesară determinarea răspunsului acestuia la o anumită formă a semnalului de intrare, în funcție de diferite valori date parametrilor săi (coeficienți de amplificare, constante de timp) pentru a cunoaște modul în care respectivul sistem de reglare va putea influența comportarea în regim tranzitoriu a obiectului reglat, generatorul sincron.

4.3.4. Scheme bloc de funcționare și reprezentări aproximative ale SFAE și FAT

Există în lume o diversitate de forme ale sistemelor de FAE și FAT. Urmărindu-se diversele forme existente s-a putut forma o schemă generală care este prezentată în figura 4.12.

Irebuie menționat că în mod riguros, forma concretă a schemei și a funcțiilor de transfer a blocurilor componente depinde de sistemul existent în partea de reglator, a circuitelor de stabilizare, a tipului de excitație utilizată, etc. /146/, /147/.

În tabelul 4.2 se prezintă, de asemenea, în mod sintetic, va-

lorile parametrilor din schema maximală descrisă în figura 4.12, pentru diverse sisteme de KAS și KAT menționate în literatura de specialitate.

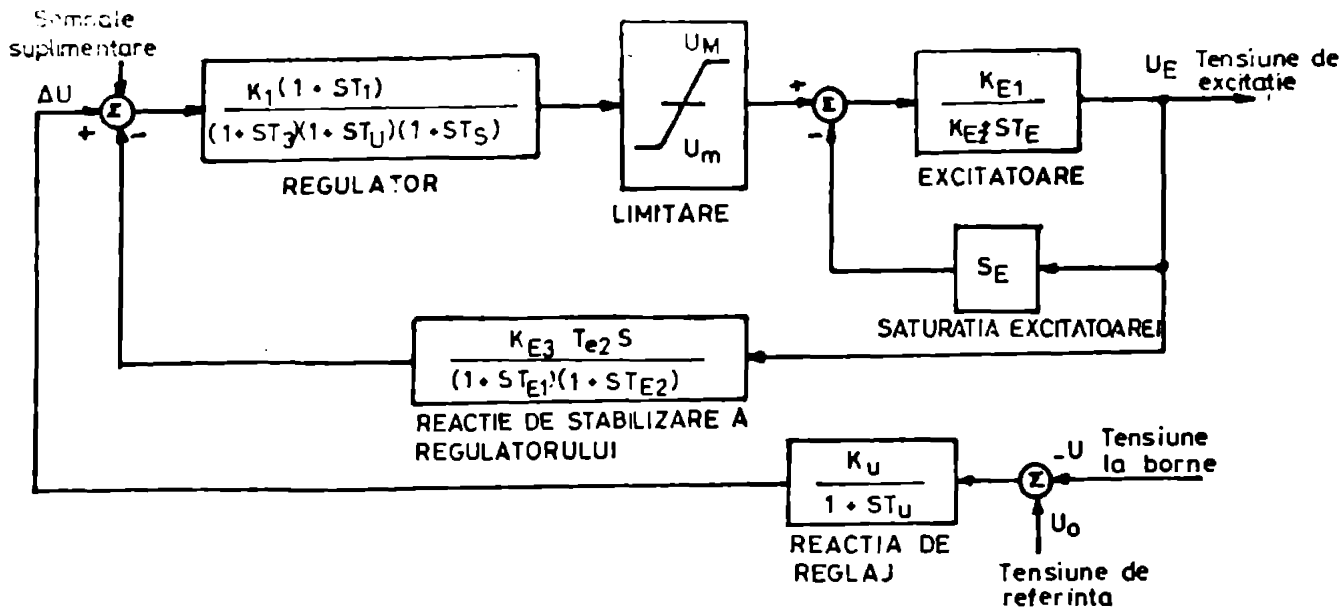


Fig.4.12. Schema bloc generală pentru sistemul de reglare a tensiunii

Incluzind valorile menționate ale parametrilor în schema generală se obțin și forme particulare ale acesteia. În [121] (pag.36) au fost prezentate detaliat mai multe forme particulare de scheme bloc pentru sistemele KAS și KAT. Dintre acestea, în cazurile practice de analiză a problemei stabilității dinamice, patru scheme sînt frecvent utilizate funcție de gradul de complexitate necesar reprezentării sistemelor de KAS și KAT. Aceste scheme sînt :

a) Schema 1 - reprezentată în figura 4.13 corespunde tratării simplificată a problemei generale de stabilitate sau studierii unor aspecte care nu sînt direct legate de sistemele de KAS și KAT. Funcția de transfer corespunzătoare este :

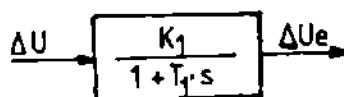


Fig.4.13. Schema simplificată a sistemelor KAS și KAT

$$F_1(s) = \frac{K_1}{1+T_1s} \quad (4.88)$$

și se poate scrie ecuația diferențială :

$$T_1 \frac{d \Delta U_e}{dt} = K_1 \Delta U - \Delta U_e \quad (4.89)$$

Această reprezentare neglijează elementele de limitare și unele mărimi de intrare suplimentare. Elementele de limitare pot fi însă, adăugate schemei.

TABELUL 4.2. Valori ale parametrilor SRAE din figura 4.2.

Param. Sursa bibliogr.	K_1	T_1 [s]	T_3 [s]	T_4 [s]	T_5 [s]	U_M [u.r.]	U_m [u.r.]	K_{E1}	K_{E2}	T_E [s]	S_E	K_{E3}	T_{E1} [s]	T_{E2} [s]	K_U	T_U [s]
[126]	1	-	-	-	-	-	-	1	1	-	-	-	-	-	500	0,1
[137]	71	0,12	-	-	-	4,2	-4,2	1	$\frac{-0,17ms}{-0,04ms}$	2,2	-	0,076	1	-	-	-
[64]	190	0,77	0,9	0,06	-	-	-	1	-	-	-	0,06	0,6	-	1	1,05
[64]	100	0,15	1,5	0,03	-	-	-	1	1	-	-	-	-	-	-	-
[74]	50	-	0,02	-	-	1	-1	1	-0,037	0,146	$\frac{0,286}{0,109}$	0,057	0,45	-	-	-
[74]	10000	-	0,0001	-	-	8	-6,8	1	1	0,91	$\frac{1,05}{0,9}$	0,04	0,8	0,9	1	0,01
[131]	60	-	1,12	-	-	-	-	1	1	-	-	0,11	-	2,5	1	-
[62]+[108]	40	-	2	-	-	-	-	1	1	-	-	0,04	2	-	1	-
[78]	778	1	70	0,001	0,002	5,06	0	1	1	0,14	-	-	-	-	1	-
[118]	634	-	0,044	0,1	-	227V	0	3,06	1	0,2	-	0,0139	-	2	0,00159	-
[60]	555	-	0,044	0,1	-	227	0	3,05	1	0,2	-	0,014	-	2	1	-
[132]	20	-	0,5	-	-	-	-	1	1	-	-	-	-	-	1	-
[13]	200	1	10	0,03	-	4,9	-4,9	1	1	-	-	-	-	-	1	-
[146]	400	-	0,02	-	-	7,3	-7,3	1	1	0,8	-	0,03	1	-	1	-

b) **Schema 2** - sistemul de excitație și de reglare a tensiunii se reprezintă ca fiind alcătuit din două elemente inseriate (figura 4.14), reprezentând amplificatorul și excitatricea, fără a se lua în



considerare elementele de limitare și de reacție. Funcția de transfer a ansamblului este :

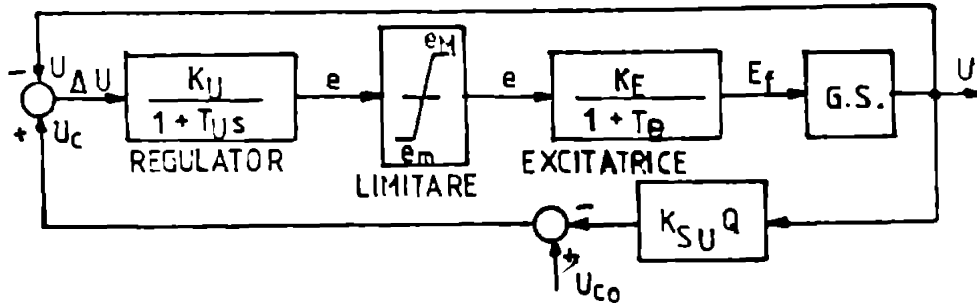
$$F_2(s) = \frac{K_2(1+T_3s)}{(1+T_1s)(1+T_2s)} \quad (4.90)$$

Fig.4.14. Schema RAE și RAT cu două elemente în serie

Iar sistemul de ecuații diferențiale corespunzător va fi :

$$\begin{aligned} T_1 \frac{d\Delta U_1}{dt} &= T_3 \frac{d\Delta U}{dt} + \Delta U - \Delta U_1, \\ T_2 \frac{d\Delta U_e}{dt} &= K_2 \Delta U_1 - \Delta U_e. \end{aligned} \quad (4.91)$$

c) Schema 3 - cuprinde regulatorul de tensiune, excitatricea, elementele de limitare a valorilor tensiunii de excitație a excitatricei și semnale suplimentare.



Schema este reprezentată în figura 4.15. Funcția de transfer a ansamblului este :

$$G(s) = \frac{K_U K_E}{(1 + T_U s)(1 + T_E s)} \quad (4.92)$$

Fig.4.15. Schema RAZ și RAT cu limitare și semnale suplimentare

iar ecuațiile diferențiale

corespunzătoare, care descriu funcționarea sistemului de RAZ și RAT sînt :

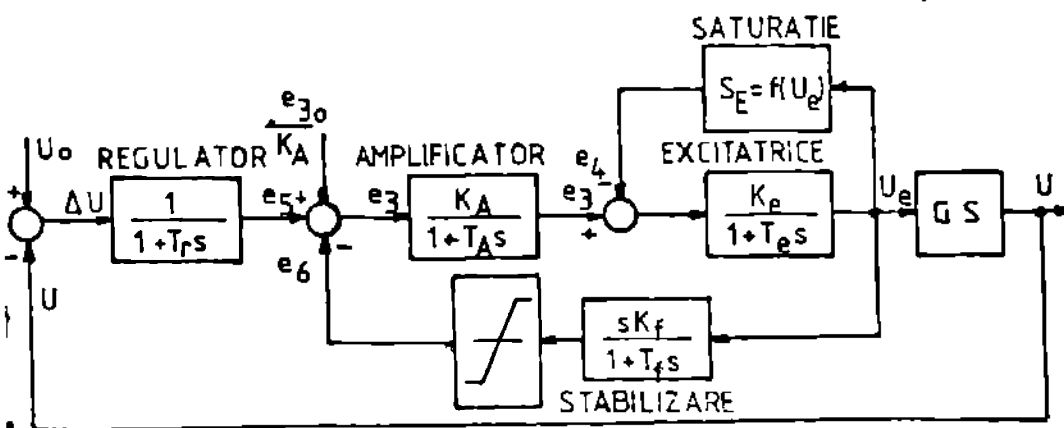
$$\frac{de}{dt} = \frac{1}{T_U} [K_U (U_c - U) - K_U K_{SU} Q - e] ,$$

$$\frac{dE_f}{dt} = \frac{1}{T_E} [K_E e - E_f] ,$$

$$e_m \leq e \leq e_M .$$

Mărimea e reprezintă t.e.m. proporțională cu tensiunea de excitație a excitatricei, iar Q reprezintă puterea reactivă debitată de generator.

d) Schema 4 - corespunde unei reprezentări mai detaliate a sistemelor de RAZ și RAT (figura 4.16). Apar distinct excitatricea, efectul



de saturație al excitatricei, bucla de stabilizare, amplificatorul și regulatorul.

O caracteristică importantă a acestei scheme constă în faptul că ea asigură o răspuns rapid la abateri ale tensiunii în cazul unor operații normale sau neprevăzute în SRE. Schema este prezentată și în

Fig.4.16. Schema de RAZ și RAT cu saturație și buclă de stabilizare

diferite alte variante /85/, /142/ este folosită în cazul sistemelor moderne de excitație cu care sînt echipate generatoarele de mare putere din diferite sisteme electroenergetice. În cazul generatoarelor din S

nsă, ea nu este utilizată, dar cunoașterea ei este utilă pentru viitor.

Pentru sistemul de RAB și RAT cu schema din figura 4.16 se pot scrie, principial, următoarele ecuații diferențiale care-i descriu funcționarea :

$$\begin{aligned} T_R \frac{de_5}{dt} &= U_0 - U_0 e_5, \\ T_A \frac{de_3}{dt} &= K_A \left(e_5 + \frac{e_{30}}{K_A} - e_6 \right) - e_3, \\ T_e \frac{dU_0}{dt} &= K_e e_2 - U_0, \\ T_F \frac{de_6}{dt} &= K_F \frac{dU_0}{dt} - e_6, \\ e_2 &= e_3 - e_4, \end{aligned} \quad (4.94)$$

Înde e_{30} este tensiunea la ieșirea amplificatorului magnetic în regim interior perturbației, iar e_4 este tensiune corespunzătoare efectului demagnetizant al saturației și se determină ca fiind aproximativ de forma $e_4 = Ae^B$, în care A, B sînt constante ce depind de caracteristica de saturație a miezului excitatricei.

4.3.5. Analiza numerică a sistemelor RAB și RAT

Odată stabilite modelele matematice pentru diferitele tipuri de sisteme de RAB și RAT, în vederea asigurării unei comportări optime a acestora în regim tranzitoriu și dinamic se impune un studiu parametric care să permită stabilirea valorilor optime ale parametrilor funcțiilor de transfer corespunzătoare. Acest studiu se realizează comod cu ajutorul calculatorului numeric și presupune determinarea răspunsului tranzitoriu în timp la diferite forme ale semnalului de intrare a modelelor matematice respective și pentru diferite valori ale parametrilor acestora.

În vederea realizării acestui studiu, autorul a conceput programul ANA-RAT, scris în limbaj FORTRAN IV pentru calculatorul FSLIX-C512, cu ajutorul căruia a analizat răspunsul tranzitoriu la semnal treaptă a modelelor matematice descrise de schemele 1,2 și 3 frecvent utilizate în S&M. S-a considerat răspunsul la semnal treaptă deoarece aceasta poate constitui, în cazul sistemelor de RAB și RAT, o situație apropiată de situația reală.

Pentru fiecare din cele trei scheme prezentate în figurile 4.13, 4.14 și 4.15 s-a analizat practic forma răspunsului în timp în cazul unei intrări sinusoidale aproximată în trepte, pentru diferite valori ale parametrilor schemei. Funcția transformată rezultantă s-a obținut în fiecare caz din funcția de transfer a sistemului RAB și RAT și func-

ția transformată a impulsului de intrare ($\frac{1}{s}$ în cazul semnalului treaptă unitate).

În vederea obținerii răspunsului la semnal treaptă unitate s-a considerat axa timpului împărțită în intervale egale de timp (pași) și abaterea mărimei de intrare fiind considerată constantă de-a lungul

unui pas (figura 4.17) și egală cu :

$$(U(I) + U(J))/2$$

A rezultat funcția de răspuns tranzitoriu, respectiv U_e (variația tensiunii de excitație, la finele intervalului și deci:

$$U_e(I) = U_e(J) + \Delta U_e \quad (4.95)$$

Deoarece la frecvența de 50 Hz intervalele de timp Δt au

Fig.4.17. Reprezentarea semnalului de intrare

fi rezultat prea mici și anume, pentru o perioadă :

$$\omega t = 2\pi f t = 2\pi$$

$$t = \frac{1}{f} = \frac{1}{50} = 0,02 \text{ s}$$

s-a impus, pentru analiză, frecvența $f = 20$ Hz obținându-se intervale timp:

$$\Delta t = \frac{1}{20} = 0,05 \text{ s,}$$

adică o valoare acceptabilă atât în analiza regimurilor tranzitorii cât și a celor dinamice.

a) Schema 1 - conform figurii 4.13, funcția de transfer este :

$$F_1(s) = \frac{-k_1}{1+T_1 s}$$

cu valorile posibile pentru parametrii $k_1 = 1,$

$$T_1 = 0,3; 0,5; 0,7; 0,9; 1,1; 1,3$$

Se poate scrie :

$$\Delta U_e(s) = - \frac{k_1}{1+T_1 s} \Delta U(s) = - \frac{k_1}{s(1+T_1 s)} = - \frac{k_1}{T_1} \frac{1}{s(s + \frac{1}{T_1})}$$

$$\text{sau } \Delta U_e(s) = \frac{A_0}{s} + \frac{A_1}{s + \frac{1}{T_1}}$$

care are răspunsul în timp de forma :

$$\Delta U_0(t) = A_0 + A_1 e^{-\frac{t}{T_1}}$$

Iar în urma determinării constantelor A_0 și A_1 se obține :

$$\Delta U_0(t) = k_2(1 - e^{-t/T_1}) \quad (4.96)$$

Studiind răspunsul în timp la semnal sinusoidal aproximat prin trepte, pe un interval de 2 secunde (interval corespunzător regiunilor tranzitorii electromagnetice din mașina din rond), pentru valorile constantei de timp $T_1 = 0,3; 0,7; 0,9$ și $1,3$ secunde s-au obținut curbele din figura 4.18.

b) Schema 2 - are conform figurii 4.14 funcția de transfer dată de relația (3.90) cu următoarele valori posibile pentru parametri :

$$k_2 = 1$$

$$T_1 = (0,7-1,2)s ; T_2 = (0,03; 0,09; 0,13; 0,18)s$$

$$T_3 = (0,8 ; 1 ; 1,2 ; 1,4)s.$$

Funcția răspuns la semnalul treaptă unitate se mai poate scrie :

$$\Delta U_0(s) = \frac{-k_2(1+T_3s)}{s(1+T_1s)(1+T_2s)} = \frac{-k_2(1+T_3s)}{T_1T_2 s(\frac{1}{T_1} + s)(\frac{1}{T_2} + s)}$$

avind poli $s = 0 ; s = -\frac{1}{T_1} ; s = -\frac{1}{T_2}$

$$\text{sau} \quad \Delta U_0(s) = \frac{A_0}{s} + \frac{A_1}{s + \frac{1}{T_1}} + \frac{A_2}{s + \frac{1}{T_2}}$$

Răspunsul în timp se obține sub forma generală :

$$\Delta U_0(t) = A_0 + A_1 e^{-t/T_1} + A_2 e^{-t/T_2}$$

Iar în urma determinării constantelor A_0, A_1 și A_2 rezultă :

$$\Delta U_0(t) = k_2(1 - \frac{T_1 - T_3}{T_2 - T_3} e^{-t/T_1} - \frac{T_1 - T_3}{T_2 - T_1} e^{-t/T_2}) \quad (4.97)$$

Aici, dat fiind numărul mare de parametri cu valori diferite, care se pot modifica independent, s-au analizat mai multe variante, modificând pe rând valoarea unui parametru când ceilalți sînt constanți și au valori medii. S-au realizat astfel șapte combinații obținându-se curbele din figura 4.19, a, b, c.

c) Schema 3 - reprezentată în figura 4.15 are funcția de transfer dată de relația (4.92) cu valorile posibile pentru parametri $|k_2| :$

$$k_2 = 10 ; 15 ; T_1 = (0,1-0,6)s ; T_2 = (0,1-0,2)s$$

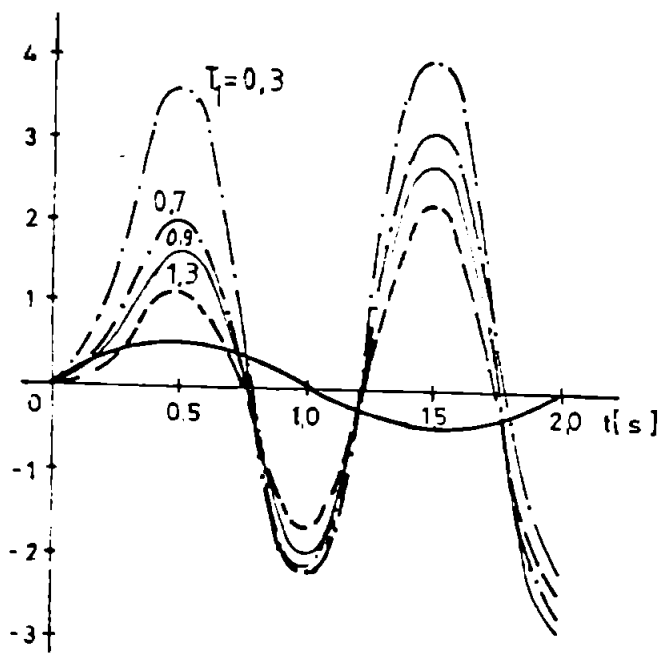


Fig. 4.18

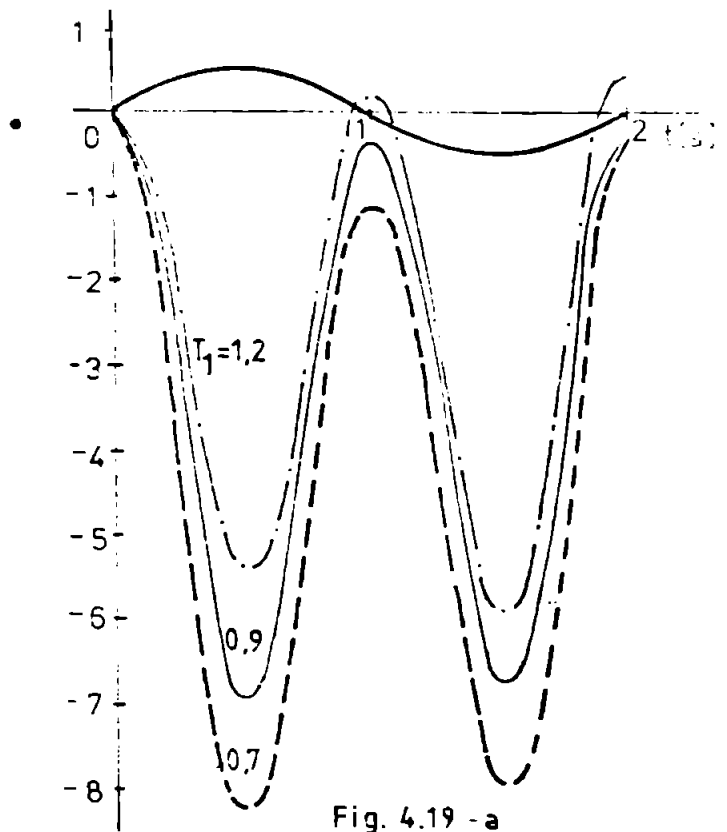


Fig. 4.19 - a

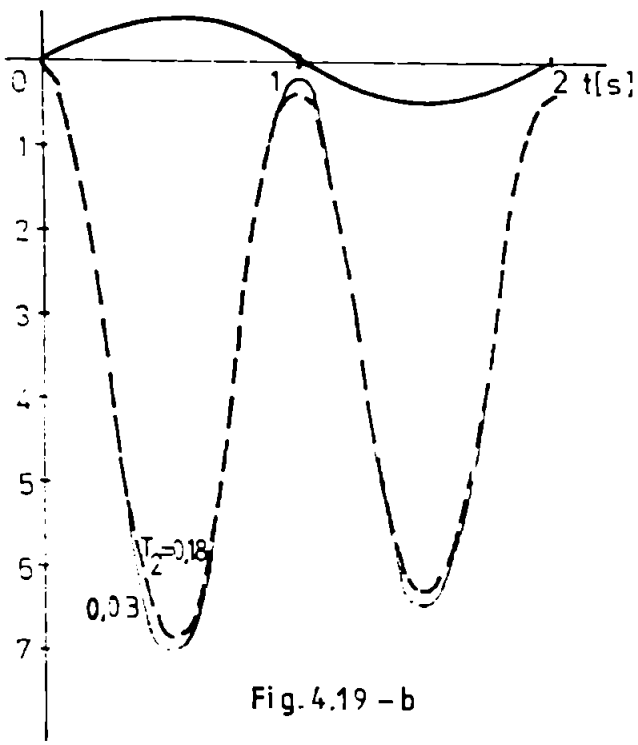


Fig. 4.19 - b

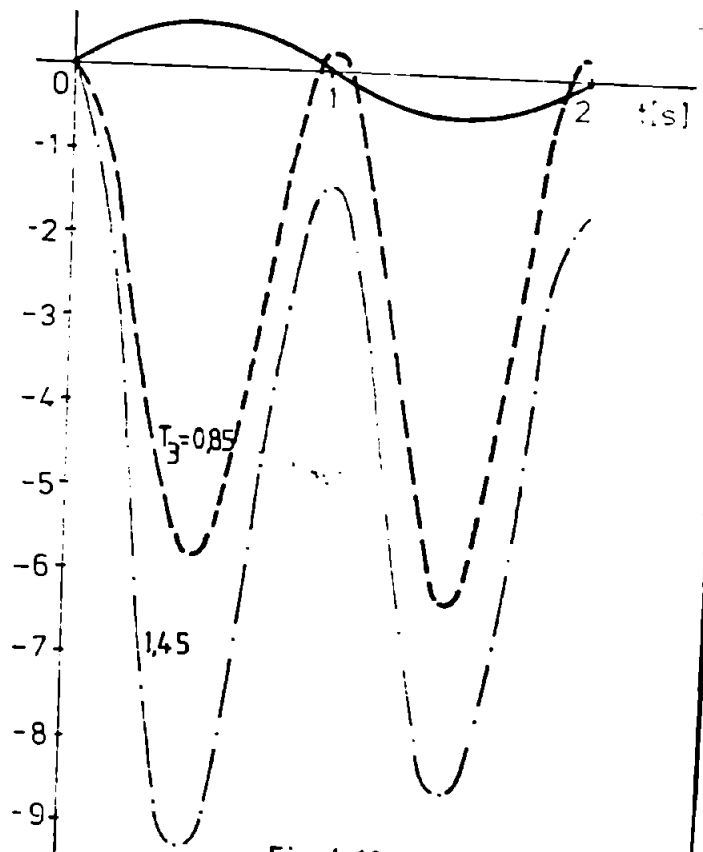


Fig. 4.19 - c

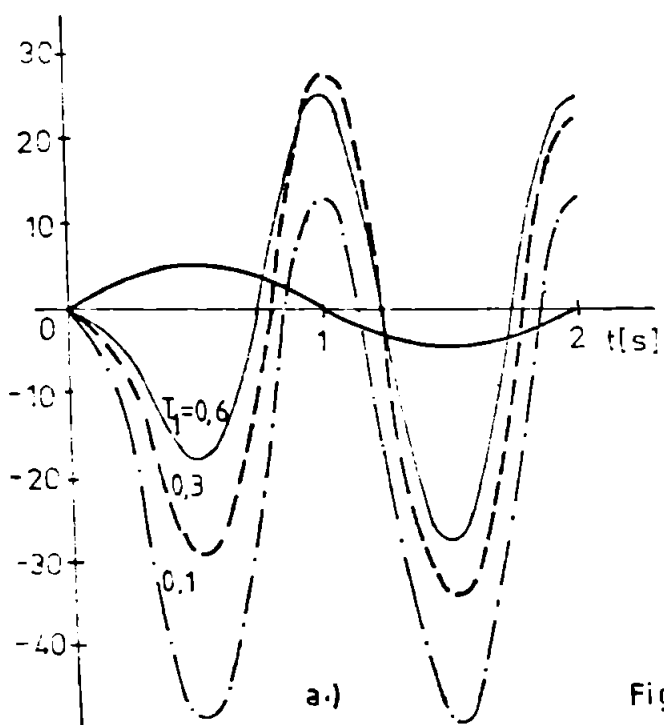
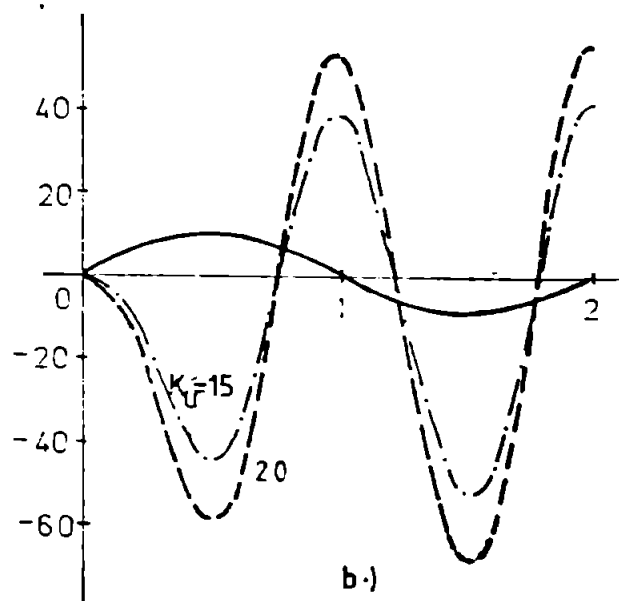


Fig. 4.20



b.)

Funcția răspuns la semnal treaptă va avea forma :

$$\Delta U_o(s) = \frac{k_U}{s(1+T_r s)(1+T_o s)} = \frac{k_U}{T_r T_o s \left(\frac{1}{T_r} + s\right) \left(\frac{1}{T_o} + s\right)}$$

sau $\Delta U_o(s) = \frac{A_0}{s} + \frac{A_1}{s + \frac{1}{T_r}} + \frac{A_2}{s + \frac{1}{T_o}}$ cu poli $s=0$; $s = -\frac{1}{T_r}$; $s = -\frac{1}{T_o}$

Funcția răspuns în timp va rezulta de forma :

$$\Delta U_o(t) = A_0 + A_1 e^{-t/T_r} + A_2 e^{-t/T_o}$$

care, după determinarea lui A_0 , A_1 și A_2 primește forma :

$$\Delta U_o(t) = k_U \left(1 - \frac{T_o}{T_r - T_o} e^{-t/T_r} - \frac{T_r}{T_o - T_r} e^{-t/T_o}\right). \quad (4.98)$$

Si în acest caz datorită posibilităților multiple de modificare a valorilor celor trei parametri a fost necesară analiza mai multor cazuri. De aceea s-au studiat funcțiile răspuns în timp la șase cazuri de modificare a parametrilor, rezultatele fiind prezentate în figura 3.20. a, b.

4.3.5.1. Interpretarea rezultatelor analizei punșice a sistemelor PAS și FAT

a) Schema 1 - Din analiza curbelor reprezentate în figura 4.18 se constată că odată cu reducerea valorii constantei de timp T_1 crește și amplitudinea răspunsului tranzitoriu. De asemenea o constantă de timp de valoare mică conduce și la mărirea vitezei de răspuns a sistemului automat. Pentru valori medii ale lui T_1 se obține un răspuns simetric în domeniul pozitiv și negativ, iar cu reducerea lui T_1 răspunsul este mai pronunțat în domeniul pozitiv. Cu evoluția în timp a semnalului de intrare are loc o stabilizare a maximele răspunsului indiferent de valoarea lui T_1 datorită prezenței funcției exponențiale în expresia matematică a funcției de răspuns tranzitoriu.

b) Schema 2 - Urmărind curbele reprezentate în figura 4.19, a, b, c se constată că răspunsul tranzitoriu are un caracter preponderent negativ cu tendința de a frâna creșterea de tensiune în cazul folosirii unei constante de amplificare $K_2=1$. La această schemă pentru a fi utilizabilă în ambele sensuri este necesară modificarea constantei de amplificare prin creșterea valorii acesteia. În ce privește modificarea valorilor constantelor de timp se observă următoarele: valorile mici ale lui T_1 conduc la un răspuns mai rapid și de mai mare amplitudine (figura 4.19, a), dar pronunțat negativ, în timp ce valori mari ale lui T_1

determină o tendință spre răspuns în domeniul pozitiv dar de amplitudine mai redusă și mai lent. Modificarea lui T_2 (figura 4.19,b) nu are influențe semnificative asupra vitezei sau amplitudinii răspunsului, în schimb modificarea valorilor lui T_3 duce la creșterea substanțială atât a amplitudinii cât și a vitezei de răspuns (figura 4.19,c) în special pentru valori mari ale lui T_3 . O combinație între valorile lui T_1 și T_3 și anume, valori mici pentru T_1 și valori mari pentru T_3 cu o creștere a coeficientului de amplificare K_2 poate da un model reușit de SRAE utilizabil în analizele de stabilitate dinamică.

c) Schema 3 - Analizând curbele din figura 4.20 a,b se constată că pentru un coeficient de amplificare constant K_U -le regulatoru răspunde mai rapid la constante de timp T_r mici, dar răspunsul este nesimetric și preponderent negativ.(figura 4.20,a). Cu creșterea valorii constantei de timp a regulatorului, T_r (la aceeași valoare a constantei de timp a excitatoarei, T_e) are loc o simetrizare a răspunsului, dar și o întârziere a acestuia. Valorile medii ale lui T_r sînt cele mai bune. Creșterea valorii coeficientului de amplificare, K_U , așa cum era de așteptat, mărește amplitudinea semnalului de răspuns. Regulatorul se comportă cel mai bine pentru valori medii ale T_r combinate cu valori ridicate ale lui K_U . Datorită simetriei răspunsului tranzitoriu și a posibilităților simple de combinare a valorilor parametrilor acestuia, schema 3 este preferată în analiza dinamică pe termen lung a SRAE în situația necunoașterii exacte a tipului de SRAE cu care sînt echipate generatoarele din centrale. De aceea, în continuare, la scrierea setului de ecuații care descrie comportarea generatorului sincron, autorul va utiliza ecuațiile diferențiale corespunzătoare acestui tip de SRAE atât pentru descrierea regimurilor tranzitorii, cât și pentru regimurile dinamice ale SRAE.

4.4. Modelele matematice generale ale GS pentru analize DTL

Din cele prezentate anterior a rezultat necesitatea reprezentării GS prin două modele matematice diferite, unul care să descrie comportarea sa în regim tranzitoriu cu considerarea fenomenelor din fier și altul pentru reprezentarea sa în regimurile dinamice ale SRAE cauzate de răspunsul lent în timp al instalațiilor primare din centrale. Schimbarea modelului matematic al GS se face în momentul în care se consideră că s-au stins, teoretic, fenomenele electromagnetice din mașina sincronă, practic, cînd abaterile mărimilor electromagnetice au valori mai mici decît o eroare impusă. Dar schimbarea modelului matematic al GS constituie ea însăși o perturbare a procesului de cal

cul și de aceea aceasta se realizează printr-un program de calcul care printr-un proces iterativ, ajustează noile mărimi electromagnetice la cele obținute în regimul tranzitoriu. În continuare se vor prezenta ecuațiile celor două modele matematice generale ale GS utilizate la analiza DTL.

4.4.1. Modelul matematic al GS în regim tranzitoriu

Instalațiile primare neinfluențând în mod substanțial comportarea GS în primele 2-3 secunde de la apariția unei perturbații, vor fi reprezentate simplificat punându-se în evidență numai SIAV, prin modelul descris în figura 2.27 și relațiile (2.87). Sistemele IAS și KAT se consideră conform schemei 3 din figura 4.15 cu ecuațiile (4.93). Ecuațiile GS rezultă pe baza relațiilor (4.27-4.29) după ajustarea reacțanțelor mutuale prin coeficienții de saturație, conform relațiilor (4.57), la care se adaugă ecuațiile de mișcare corectate prin amortizarea introdusă de prezența curenților turbionari, conform relațiilor (4.53). Setul de ecuații care descrie comportarea GS în regim tranzitoriu rezultă astfel:

$$\frac{dE_q''}{dt} = \frac{1}{T_d''} \left[\frac{X_d''}{X_d'} E_q' - E_q'' + \frac{T}{T_d'} U_q + \frac{k_{dSAT} \omega X_{dh}}{R_B} \cdot \frac{X_d''}{X_d} \cdot \frac{T_D'}{T_d'} \right] ;$$

$$\frac{dE_f'}{dt} = \frac{1}{T_d'} \left[\left(B - \frac{T}{T_d} \right) \frac{X_d'}{X_d''} U_q + \frac{k_{dSAT} \omega X_{dh}}{R_B} \left(1 - \frac{T_D'}{T_d'} \right) E_f' - E_q' \right] ;$$

$$\frac{dE_d''}{dt} = \frac{1}{T_q''} \left(\frac{X_q - X_q''}{X_q} U_d - E_d'' \right) ;$$

$$\frac{de}{dt} = \frac{1}{T_U} \left[K_U (U_{co} - U) - K_U K_{SU} Q - e \right] ;$$

$$e_m \leq e \leq e_M ;$$

$$\frac{dE_f}{dt} = \frac{1}{T_f} \left[K_B e - E_f \right] ;$$

$$\frac{dS}{dt} = \frac{1}{z} \left[\omega_c - \omega + G(s_p - s_{pc}) - m \frac{d\omega}{dt} \right] ; \quad (4.99)$$

$$\left(\frac{dS}{dt} \right)_{\min} \leq \frac{dS}{dt} \leq \left(\frac{dS}{dt} \right)_{\max} ;$$

$$s_{pm} \leq s_p \leq s_{pM} ;$$

$$\frac{dP}{dt} = \frac{1}{T_2} \left(s_p - P_m - T_1 \frac{dS}{dt} \right) ;$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{T_1} \left[P_m - P - D_1 (\omega - \omega_0) - P_{tr}(M, T) \right]$$

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega - \omega_0 ;$$

în care s-au notat :

$$B = 1 - \frac{X_d^n}{X_d} ,$$

$$T = T_d^i + T_d^n - \frac{X_d^n}{X_d} (T_{d0}^i + T_{d0}^n)$$

Ecuațiile (4.99) descriu complet funcționarea GS în regim tranzitoriu, cu luarea în considerare a reglajelor aferente .

Pentru includerea GS în modelul de determinare a circulației de puteri în regim tranzitoriu, acesta se reprezintă simplu printr-o t.e.m. în spatele unei impedanțe /70/. Pentru aceasta se definește tensiunea subtransitorie de calcul D^n ce se modifică la fiecare pas de calcul , avînd componentele :

$$D_d^n = b_d^n$$

$$D_q^n = \frac{(R^2 + X_d^{n2}) \Delta_q^n + (X_d^i - X_q^n) b_d^n - U_d) R + X_q^n (X_d^n - X_q^n) U_g}{R^2 + X_d^n X_q} \quad (4.100)$$

iar elementele diagonale ale matricii de admitanță nodală $[Y_n]$ se augmentează cu termenul corespunzător admitanței laterii nou introduse prin considerarea impedanței $Z^n = R + jX_q^n$. Nesimetria subtransitorie $(X_d^n + X_q^n)$ se rezolvă printr-un nou ciclu iterativ /148/ suprapus peste calculul iterativ al circulației de puteri.

4.4.2. Modelul matematic al GS în regimurile dinamice ale SEE

Așa cum s-a arătat, procesele dinamice din SEE încep odată cu stingerea fenomenelor tranzitorii electromagnetice și durează o perioadă lungă de timp (de la 3-4 secunde , la aproximativ 20-30 minute) pînă la stingerea fenomenelor dinamice termo și hidromecanice.

GS trece în această perioadă de timp printr-un șir de regimuri cvasistaționare fiind influențat mai ales pe canalul electromecanic. Dar legătura strînsă, interdependentă, între canalul electromecanic și cel electromagnetic face ca influențele primului să se resimtă și în cel de-al doilea, fapt care determină o comportare tranzitorie lentă a GS. Aceasta implică luarea în considerare, în modelul matematic al GS, t.e.m. tranzitorii. În acest regim, GS este reprezentat prin setul de ecuații (4.72-4.86) la care se adaugă ecuațiile (4.93) ale SRAE și RAF. Acest sistem de ecuații se cuplează cu ecuațiile (2.91) dacă se analizează o centrală termoelectrică sau cu ecuațiile (2.85) și (2.89) dacă centrala analizată este o centrală hidroelectrică. Pentru a avea o pri

vire de ansamblu asupra modelului GS în regim dinamic, ecuațiile (4.72-4.86) și 4.93 sînt prezentate, grupat, mai jos. S-a avut în vedere și considerarea GS, pentru realizarea circulației de puteri în rețeaua electrică

$$I_a = \frac{P}{U_b};$$

$$I_r = \frac{Q}{U_b};$$

$$\varphi = \arctg \left(\frac{Q}{P} \right),$$

$$\theta = \arctg \left(\frac{\omega L_q I_a - R I_r}{U_b + \omega L_q I_r + R I_a} \right),$$

$$\gamma = \theta + \varphi,$$

$$E_q = [(U_b + \omega L_q I_r + R I_a)^2 + (\omega L_q I_a - R I_r)^2]^{1/2},$$

$$I = (I_a^2 + I_r^2)^{1/2},$$

$$I_d = -I \sin \varphi,$$

$$I_q = I \cos \varphi,$$

$$E_I = [(U_b + R I)^2 + (\omega L_d I_d + \omega L_q I_q)^2]^{1/2},$$

$$\frac{de}{dt} = \frac{1}{T_U} [K_U (U_{co} - U_b) - K_U K_{SU} Q - e],$$

$$e_m \leq e \leq e_M,$$

$$\frac{dE_f}{dt} = \frac{1}{T_e} (k_E e - E_f),$$

(4.101)

$$\frac{dE'_q}{dt} = \frac{1}{T'_{do}} (E_f - E'_I) + f_{SAT},$$

$$E'_d = \frac{E'_q - E'_q}{\operatorname{tg} \gamma},$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{T} [P_m - P - D_1 (\omega - \omega_0)],$$

$$\frac{d\delta}{dt} = \omega - \omega_0,$$

$$E'_x = E'_d \sin \delta + E'_q \cos \delta,$$

$$E'_y = E'_q \sin \delta - E'_d \cos \delta,$$

$$E' = (E'_x^2 + E'_y^2)^{1/2}$$

$$\delta_0 = \arctg \left(\frac{E'_y}{E'_x} \right)$$

Acest set de ecuații se atașează ecuațiilor 2.91 sau (2.85)

și (2.89) funcție de tipul centralei electrice (termo și hidro) considerată.

4.5. Concluzii

În acest capitol s-au analizat posibilitățile de modelizare a GS în vederea analizei DTL a unui SSE. Condițiile suplimentare pe care le impune o analiză DTL determină considerarea prin modele diferite a GS în regimul tranzitoriu, respectiv în cel dinamic. În această idee a fost abordată problematica modelizării matematice a GS.

După ce s-a făcut o prezentare generală a interconectării GS-SSE s-au prezentat ipotezele generale ale teoriei celor două axe și s-au scris ecuațiile fundamentale ale mașinii sincrone în cadrul acestei teorii, punându-se în evidență cele două regimuri principale ale funcționării acesteia: regimul electromagnetic (influențat în principal de rețea și de reglajul de tensiune) și regimul electromecanic (influențat de dinamica instalațiilor primare și de reglajul de viteză al grupului).

Scrierea ecuațiilor regimului tranzitoriu al GS a avut la bază modelul Olive cu luarea în considerare a influenței fenomenelor din fierul mașinii sincrone pentru care s-a făcut o analiză detaliată.

Deoarece regimul tranzitoriu al GS este puternic dependent de comportarea sistemului de FAS și FAT, analiza acestuia a constituit un subcapitol aparte.

Pentru scrierea ecuațiilor GS în regimul dinamic al SSE cauzat de modificarea lentă a mărimilor termo și hidromecanice s-a plecat de la ideea că GS suferă în acest interval de timp influențe preponderent electromecanice cu reflexii asupra canalului electromagnetic, fapt ce permite definirea unei "comportări tranzitorii lente a GS" guvernate de modificarea t.s.m. tranzitorii a acestuia. Acest lucru conduce la simplificarea modelului matematic fără să altereze sensibil dinamica GS, iar ecuațiile sale devin preponderent algebrice.

Din cadrul capitolului IV se pot desprinde următoarele contribuții considerate originale de către autor :

a) concepția de ansamblu privind încadrarea GS în analiza DTL a unui SSE;

b) analiza de detaliu a fenomenelor din miezul feromagnetic al GS având ca obiectiv final modul în care aceste fenomene influențează dinamica GS în diferite perioade ale procesului tranzitoriu;

c) reconsiderarea ecuației de mișcare a GS în regim tranzitoriu prin introducerea unui termen suplimentar cu caracter amortizant și datorat curenților turbionari, conform relațiilor (4.50-4.53).

d) exprimarea concretă a funcției de saturație în regimul dinamic al SSE prin relația (4.70), definirea comportării tranzitorii lente

GS în regim dinamic și întocmirea algoritmului și modelului matematic al GS în acest regim al SSE;

c) analiza numerică comparativă a diferitelor modele de SFAȘ și PAT cu ajutorul unui algoritm și a programului original de calcul ANAFAT, în scopul găsirii modelului matematic al SFAȘ și PAT cu caracter general și optim pentru utilizarea în studiile DTL.

f) definirea t.e.m. tranzitorii de calcul E' pentru încadrarea GS în modelul matematic al rețelei electrice și calculului circulației de puteri în regimul dinamic al SSE.

Cap.V. CONSIDERAREA CONSUMATORILOR ELECTRICI CA ELEMENTE ACTIVE ALE SISTEMULUI ELECTROENERGETIC

5.1. Considerații generale privind sarcinile electrice

Proiectarea și performanțele unui sistem electroenergetic depind, în ultimă instanță de valoarea și caracteristicile sarcinii electrice și de aceea determinarea cât mai fidelă a acestora reprezintă o cerință de prim ordin în studiile de sistem /58/, /82/, /93/, /148/.

Până nu demult, în majoritatea studiilor de stabilitate statică sau tranzitorie, consumatorii au fost considerați ca jucând un rol pasiv în cadrul SSE și au fost reprezentați fie printr-o impedanță constantă, fie ca elemente statice cu puterea activă și reactivă dependente neliniar de tensiune, fie prin putere absorbită constantă /5/, /115/, /134/. Există cel puțin două motive pentru care reprezentarea consumatorilor nu s-a bucurat de aceeași atenție ca și reprezentarea generatorilor sincrone /82/. Mai întâi, foarte importante și dificilă problemă a stabilității tranzitorii care o reprezentare cât se poate de simplă a consumatorilor nelinieri, și neintervenind pe perioade reduse de timp de maximum 2-3 secunde de analiză. În al doilea rând, în majoritatea măsurilor consumatoare nu se cunoaște comportarea dinamică a consumatorului complex care implică determinări experimentale în SSE /84/, /148/.

În ultimii 10 ani însă, odată cu revizuirea conceptului de stabilitate a SSE a trebuit să fie reconsiderată și concepția despre consumatorii electrice, deoarece fenomenele dinamicii pe termen mediu și în special cele ale dinamicii pe termen lung includ și o parte din timpul afectat variației zilnice a sarcinii, adică a modificării regimului de funcționare a sistemului /121/. De asemenea, caracteristicile sarcinii fiind variabile în timp și fiind afectate de incertitudini vor influența esențial rezultatul evoluției dinamice a SSE /142/. De

aceea pentru acoperirea unei game largi de fenomene posibile este necesară luarea în considerare a unui mare număr de variante pentru reprezentarea sarcinii, modelul de consumator fiind astfel conceput încât să permită simularea repetată a proceselor dinamice adoptându-se diverse ipoteze asupra parametrilor structurii sale /67/, /82/, /142/.

5.2. Analiza și sinteza consumatorilor

Consumatorii din SEE au în aparență un rol pasiv absorbind energie electrică și modificând prin aceasta puterea transmisă. Rolul de reglare a tensiunii și frecvenței revine, în această accepție, generatorilor sincrone. În realitate însă, consumatorii participă și răspund la toate modificările de regimuri ale SEE influențând, ca o perturbație internă, comportarea de ansamblu a acestuia /123/.

Participarea consumatorilor la modificarea mărimilor electrice de stare ale SEE este descrisă de caracteristicile consumatorilor care prezintă dependența mărimilor de stare specifice consumatorilor (putere activă, reactivă, alunecare, etc.) de mărimile electrice de stare furnizate de sistem (tensiune, frecvență) la bornele lor. După cum regimul analizat este staționar sau tranzitoriu și caracteristicile consumatorilor sunt statice sau dinamice.

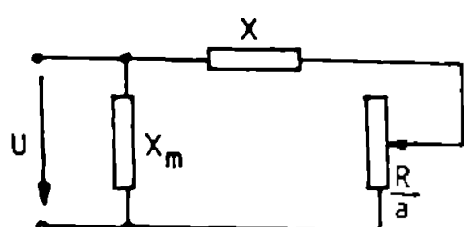
Caracteristicile dinamice au o importanță deosebită în modelarea corectă a regimurilor tranzitorii electrodinamice. Dar, din totalul consumatorilor, numai cei de tipul mașinii rotative (motoare asincrone și sincrone) au în regim tranzitoriu o comportare diferită de cea din regim staționar. Celelalte tipuri de consumatori neavând inerție mecanică răspund practic instantaneu la modificările mărimilor electrice (tensiune, frecvență) la bornele lor /29/. De asemenea, în general, perturbațiile grave, de cădere importantă a tensiunii sunt de scurtă durată (1-2 secunde) și deci, nu determină oprirea motoarelor asincrone, iar variațiile de frecvență în timpul proceselor tranzitorii sunt lente. De aceea se poate considera că reprezentarea consumatorilor prin caracteristici statice de putere sunt suficient de realiste și pentru regimurile dinamice /53/, /123/, acest mod de reprezentare a consumatorilor prezentând importanță mai ales în regimurile grele ale SEE, cum sunt regimurile post avarie /82/. Cunoașterea caracteristicilor statice ale consumatorilor complecși de la nivelul SEE impune însă cunoașterea compoziției acestora precum și caracteristicile statice ale fiecărui tip de consumator din cadrul acestuia. Pentru aceasta, consumatorii au fost grupați în următoarele cinci tipuri de consumatori: motoare asincrone, motoare sincrone, cuptoare+redresoare, iluminat+casnic și pierderi de putere în rețea, a căror caracteristici statice funcție de tensiune și frecvență se vor analiza în continuare. Apoi se vor determina

ponderile acestor tipuri de consumatori în consumatorul complex făcându-se sincreta acestuia la nivelul SSS.

5.2.1. Analiza caracteristicilor statice de putere ale consumatorilor

5.2.1.1. Motorul asincron

Dacă se admite pentru motorul asincron echivalent (din cadrul consumatorului complex) schema electrică din figura 5.1, expresia puterii active absorbite va fi /24/, /31/, /122/.



$$P = \frac{U^2}{X} \cdot \frac{1}{\frac{a}{\cos \varphi_{cr}} + \frac{a}{\cos \varphi}} \quad (5.1)$$

unde alunecarea critică este :

$$a_{cr} = \frac{R}{X} \quad (5.2)$$

Fig.5.1. Schema echivalentă pentru motorul asincron

relația (5.1) este reprezentată în figura 5.2 în care se mai reprezintă și caracteristica utilajului antrenat pentru care se presupun două cazuri: cuplul constant și cuplul dependent de pătratul turăției :

$$C_m^c = \text{const.} \quad (5.3)$$

$$C_m^u = k\omega^2 - k\omega_s^2(1-a^2),$$

rezultă puterile corespunzătoare :

$$P_m^c = C_m^c \omega = C_m^c \omega_s (1-a) = P_{m_0}^c (1-a), \quad (5.4)$$

$$P_m^u = C_m^u \omega = C_m^u \omega_s (1-a) = P_{m_0}^u (1-a)^3$$

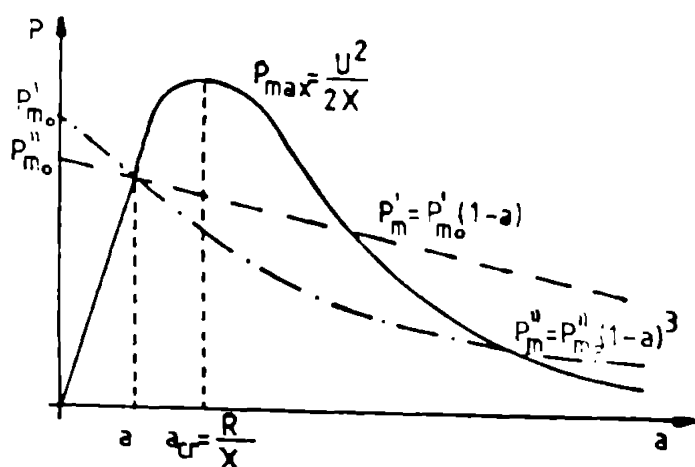


Fig.5.2. Caracteristica statică de putere activă a motorului asincron

În regim staționar, puterea activă absorbită de motorul asincron fiind practic egală cu puterea preluată de utilajul antrenat, puterea activă va fi proporțională cu frecvența, respectiv cu puterea a 3-a a frecvenței.

Dacă se consideră că în regim normal de funcționare, având tensiunea nominală la borne, puterea absorbită de motorul asincron este jumătate din puterea maximă, tensiunea critică la care motorul se oprește, rezultă /24/ de aproximativ $U_{cr} = 0,7U_n$. Dar pentru că pînă la bornele propriu-zise ale motorului se interpune rezistența rețelei, se poate considera: $U_{cr} = 0,8 U_n$.

Deci, caracteristicile statice de putere activă ale motorului

asincron devin :

$$\begin{aligned}
 P &= P_n f_r & \text{la } U_r \geq 0,8 & \text{ și } P = 0 \text{ la } U_r < 0,8 \\
 \text{și} & P = P_n f_r^3 & \text{la } U_r \geq 0,8 & \text{ și } P = 0 \text{ la } U_r < 0,8
 \end{aligned}
 \tag{5.5}$$

Puterea reactivă absorbită de motorul asincron are două componente: una preluată de reactanța de magnetizare X_m și alta preluată de reactanța de dispersie X . Presupunind că la tensiune nominală la borne, prima componentă reprezintă 0,7, iar a doua 0,3 din puterea reactivă absorbită /24/ /122/ și că la $U < U_{cr}$, când motorul se oprește, acesta absoarbe o putere reactivă corespunzătoare regimului de scurtcircuit, adică de (3-4) ori mai mare ca puterea reactivă în regim normal, puterea reactivă absorbită de motorul asincron echivalent, în regim staționar, este :

$$\begin{aligned}
 Q &= Q_n \left(\frac{0,7 U_r^2}{f_r} + \frac{0,3}{U_r^2} f_r \right) & \text{la } U_r \geq 0,8 \\
 \text{și} & Q = 3,5 Q_n & \text{la } U_r < 0,8
 \end{aligned}
 \tag{5.6}$$

5.2.1.2. Motorul sincron

Deoarece la acest motor turația este constantă și dată de frecvența la bornele la care este racordat, puterea activă absorbită va fi dependentă riguros de caracteristicile utilajului antrenat /24/, /122/. Dacă se admite că la tensiune nominală, puterea absorbită de motorul sincron este jumătate din maximum caracteristicii de putere activă, tensiunea critică la care motorul se oprește rezultă egală cu $0,5 U_n$. Ținând însă seama și de reactanța rețelei de alimentare, tensiunea critică la bornele motorului se poate considera $0,6 U_n$.

Cu aceste precizări, caracteristicile statice ale puterii active devin /24/, /30/, /31/, /122/ :

$$\begin{aligned}
 P &= P_n f_r & \text{pentru } U_r \geq 0,6 & ; P = 0 \text{ pentru } U_r < 0,6 \\
 \text{și} & P = P_n f_r^3 & \text{pentru } U_r \geq 0,6 & ; P = 0 \text{ pentru } U_r < 0,6
 \end{aligned}
 \tag{5.7}$$

Puterea reactivă consumată de motorul sincron se exprimă prin relația /25/, /47/, /130/ :

$$Q = \frac{U^2 - U \cdot U_g \cos \varphi}{X}
 \tag{5.8}$$

și admitând că $U_g \cos \varphi = 1$ și ținând cont că odată cu creșterea frecvenței reactanța sincronă crește, puterea reactivă devine :

$$Q = Q_n \frac{U_r^2 - U_r}{f_r}
 \tag{5.9}$$

5.2.1.3. Cuptoare și redresoare /24/, /122/

Puterea activă absorbită este proporțională cu patratul tensiunii

de alimentare :

$$P_{cr} = P_n U_r^2 \quad (5.10)$$

Puterea reactivă este nulă, dar consumatorii de acest fel fiind de putere mare, determină pierderi mari de putere reactivă pe reactanța rețelei de legătură pînă în punctul de alimentare, pierderi proporționale cu pătratul tensiunii de alimentare :

$$Q_{cr} = Q_n U_r^2 \quad (5.11)$$

5.2.1.4. Iluminat și consum caspic /24/, /122/

Puterea activă absorbită de acest tip de consumatori se poate considera aproximativ proporțională cu pătratul tensiunii, iar puterea reactivă absorbită este practic nulă. Deci :

$$\begin{aligned} P_{ir} &= P_n U_r^2 \\ Q_{ir} &= 0 \end{aligned} \quad (5.12)$$

5.2.1.5. Pierderi de putere în rețea /24/, /122/

Aceste pierderi de putere depind în mod contradictoriu de valoarea mărimilor variabile la borne, ele fiind funcție de compoziția consumatorului complex și de configurația rețelei. Dacă se admite o compoziție medie a consumului se pot considera pentru pierderi următoarele caracteristici:

$$\begin{aligned} P_{\Delta p} &= P_n f_r U_r^2 \\ Q_{\Delta p} &= Q_n \frac{U_r}{f_r} \end{aligned} \quad (5.13)$$

5.2.2. Sintesa consumatorilor

5.2.2.1. Structura consumatorului complex

La nivelul S₀₃, singurul consumator care prezintă interes este consumatorul complex compus dintr-o mulțime de consumatori individuali de diverse puteri și de diferite tipuri. Dacă se cunoaște ponderea diferiților consumatori individuali, caracteristicile statice de putere ale consumatorului complex rezultă ca sumă a caracteristicilor statice ale consumatorilor componenți. Notînd, deci, cu p și q ponderile diverselor tipuri de consumatori individuali din consumul total, caracteristicile statice ale consumatorului complex rezultă /24/, /30/, /31/, /122/, /123/:

$$\begin{aligned} P &= P_n (p_{as} P_{as} + p_s P_s + p_{cr} P_{cr} + p_{ic} P_{ic} + p_{\Delta p} P_{\Delta p}) \\ Q &= Q_n (q_{as} Q_{as} + q_s Q_s + q_{cr} Q_{cr} + q_{ic} Q_{ic} + q_{\Delta p} Q_{\Delta p}) \end{aligned} \quad (5.14)$$

Notînd cu indicele 1 și respectiv 2, ponderile aferente motoarelor asincrone și sincrone care antrenează utilaje secundare cu cuplu constant, respectiv proporțional cu pătratul turației și ținînd seama

că $q_{10} = 0$ și $\sum q = 1$ din relația (5.14) se obține /123/:

$$P = P_n (p_{as_1} P_{as_1} + p_{as_2} P_{as_2} + p_{s_1} P_{s_1} + p_{s_2} P_{s_2} + p_{cr} P_{cr} + p_{ic} P_{ic} + p_{\Delta P} P_{\Delta P}), \quad (5.15)$$

$$Q = \frac{Q_n}{q_{as} + q_s + q_r + q_p} (q_{as} Q_{as} + q_s Q_s + q_{cr} Q_{cr} + q_{\Delta P} Q_{\Delta P}).$$

Ponderile (p și q) diverselor tipuri de consumatori din cadrul consumatorului complex depind de tipul consumatorului complex și de nivelul de tensiune al barei la care se determină caracteristicile statice. În literatura de specialitate se precizează și se recomandă diferite structuri pentru consumatorul complex, câteva dintre ele fiind descrise și în tabelul 5.1.

TABELUL 5.1. Structuri admise pentru consumatorul complex /în %/

Sursa bibliografică	/97/				/107/	/65/	/8/+ /58/+ /80/				
	Tip I	Tip II	Tip III	Tip IV			Tip I	Tip II	Tip III	Tip IV	
Tipul consumatorului /%/											
motoare sincrone	10	60	20	20	50	50	30	50	50	70	
motoare asincrone	-	-	-	-	8	9	10	10	10	10	
cupatoare și redresoare	25	15	10	50	11	11	35	10	20	5	
iluminat și consum casnic	-	5	40	-	-	-	-	-	-	-	
iluminat și consum casnic	65	20	30	30	22	22	15	20	10	10	
pierderi de putere în rețea	-	-	-	-	9	9	10	10	10	5	
Total /%/	100	100	100	100	100	100	100	100	100	100	

5.2.2.2. Caracteristici statice ale consumatorului complex
/24/, /30/, /122/, /123/

Există în prezent o mare diversitate în reprezentarea caracteristicilor de consum, dar majoritatea reprezentărilor sînt fie unilaterale (P și Q în funcție numai de tensiune sau numai de frecvență), fie cazuri particulare (nod consumator cu structură cunoscută), dar verificate experimental. În /122/ autorul a prezentat în detaliu, precizînd și sursele bibliografice, mai multe moduri de reprezentare a caracteristicilor statice de consum și valorile efectelor de reglaj corespunzătoare.

Problema este însă, de a determina caracteristici statice de putere cu un grad cît mai înalt de generalizator, aplicabile unor consumatori complecși la nivelul S&E, pentru care nu se cunoaște în general, forma reală a caracteristicilor statice și pentru care se dețin informații reduse cu privire la componența lor intimă. Pentru rezolva-

rea acestei probleme, s-a considerat posibilă o grupare a nodurilor consumatoare în cinci grupe caracterizate prin nivelul de dezvoltare industrială și mărimea aglomerației urbane aferente și s-a admis intuitiv o anumită repartiție a tipurilor de consumatori în consumatorul complex corespunzător fiecărei grupe de consum, conform tabelului 5.2. În tabelul 5.2 s-a presupus că pentru fiecare tip de consumator (cu excepția iluminatului și consumului casnic) raportul p/q al ponderilor s-a menținut același.

TABELUL 5.2. Ponderile propuse pentru consumatorul complex

Tip consumator și ponderi Grupa de consum	Motoare asincrone				Motoare sincrone				Cuptoare și redresoare		Pierderi în rețea		Ilum. și casnic P _{ic}	Total
	P _{as1}	q _{as1}	P _{as2}	q _{as2}	P _{s1}	q _{s1}	P _{s2}	q _{s2}	P _{cr}	q _{cr}	P _{Δp}	q _{Δp}		
I Zona urbană mare cu industrie puternică	0,36		0,09		0,03		0,07		0,1		0,1		0,25	1
II Zona urbană mare cu industrie medie	0,32		0,08		0,06		0,04		0,1		0,1		0,3	1
III Zona urbană medie cu industrie puternică	0,42		0,18		0,03		0,07		0,15		0,05			1
IV Zona urbană medie cu industrie medie	0,405		0,045		0,05		0,05		0,1		0,1		0,25	1
V Zona urbană mică cu industrie medie	0,36		0,04		0,09		0,01		0,1		0,1		0,3	1

Aplicând relațiile (5.15) cu ponderile date în tabelul 5.2 și ținând seama, pentru fiecare tip de consumator, de relațiile cunoscute $P=f(U)$; $P=f(f)$; $Q=f(U)$ și $Q=f(f)$, se obțin expresiile generalizate ale caracteristicilor statice de putere $P=f(U, f)$ și $Q=f(U, f)$ pentru consumatorii complecși corespunzători grupelor de consum menționate mai sus. Aceste expresii sînt date în tabelul 5.3. Se observă că s-au obținute caracteristici de forma :

$$P_r = aU_r^2 + bf_r + cf_r^3 \quad (5.16)$$

$$Q_r = a'U_r^2 + b' \frac{U_r^2}{f_r} + c' \frac{f_r}{U_r^2} - d' \frac{U_r}{f_r}$$

în care, relațiile de ordine dintre coeficienți sînt :

$$b > a > c$$

și, respectiv

$$b' < c' < a' < d'$$

TABELUL 5.3. Caracteristicile statice generalizate ale consumatorului complex

Grupa de consum	$P_r = P/P_n$		$Q_r = Q/Q_n$	
	$U_r = U/U_n \geq 0,8$	$0,6 - U_r < 0,8$	$U_r \geq 0,8$	$U_r < 0,8$
I	$0,35U_r^2 + 0,49f_r + 0,16f_r^3$	$0,35U_r^2 + 0,13f_r + 0,07f_r^3$	$0,153U_r^2 + 0,792U_r^2/f_r + 0,208f_r/U_r^2 - 0,154U_r/f_r$	$2,423 + 0,307U_r^2/f_r + 0,154U_r^2 - 0,154U_r/f_r$
II	$0,4U_r^2 + 0,48f_r + 0,12f_r^3$	$0,4U_r^2 + 0,16f_r + 0,04f_r^3$	$0,166U_r^2 + 0,798U_r^2/f_r + 0,202f_r/U_r^2 - 0,166U_r/f_r$	$2,33 + 0,332U_r^2/f_r + 0,166U_r^2 - 0,166U_r/f_r$
III	$0,25U_r^2 + 0,5f_r + 0,25f_r^3$	$0,25U_r^2 + 0,08f_r + 0,07f_r^3$	$0,1875U_r^2 + 0,7125U_r^2/f_r + 0,225f_r/U_r^2 - 0,125U_r/f_r$	$2,625 + 0,1875U_r^2/f_r + 0,1875U_r^2 - 0,125U_r/f_r$
IV	$0,35U_r^2 + 0,555f_r + 0,095f_r^3$	$0,35U_r^2 + 0,15f_r + 0,05f_r^3$	$0,154U_r^2 + 0,793U_r^2/f_r + 0,208f_r/U_r^2 - 0,154U_r/f_r$	$2,423 + 0,307U_r^2/f_r + 0,154U_r^2 - 0,154U_r/f_r$
V	$0,4U_r^2 + 0,55f_r + 0,05f_r^3$	$0,4U_r^2 + 0,19f_r + 0,01f_r^3$	$0,166U_r^2 + 0,798U_r^2/f_r + 0,202f_r/U_r^2 - 0,166U_r/f_r$	$2,33 + 0,332U_r^2/f_r + 0,166U_r^2 - 0,166U_r/f_r$

Dacă se calculează efectele de reglaj corespunzătoare caracteristicilor statice din tabelul 4.3, se obțin în punctul nominal de funcționare, valorile :

$$\frac{\partial P}{\partial U} = 0,5 - 0,8 \quad ; \quad \frac{\partial P}{\partial f} = 0,7 - 1,25 ;$$

$$\frac{\partial Q}{\partial U} = 1,225 - 1,358 \quad ; \quad \frac{\partial Q}{\partial f} = -(0,3625 - 0,431) ,$$

care se încadrează în domeniile menționate în literatura de specialitate pentru nodurile de înaltă tensiune. De asemenea, coeficienții caracteristicilor statice obținute corespund ca ordin de mărime cu cei ai caracteristicilor de consum cunoscute în literatură și care se consideră că au fost verificate într-o măsură mai mare sau mai mică în practică.

5.3. Influența modului de reprezentare a consumatorilor asupra evoluției în timp a proceselor dinamice din SSB

5.3.1. Descrierea programului de calcul LOTMONI

Pentru analiza modului în care reprezentarea consumatorilor poate influența evoluția în timp a proceselor dinamice din cadrul unui SSB s-a utilizat programul de calcul LOTMONI conceput și realizat de autor pentru studii calitative ale dinamicii unui SSB pe intervale de timp extinse.

Programul, scris în limbaj PØRTAN IV pentru calculatoarele FELIX (C-256 sau C-512), utilizează un algoritm "pas cu pas" și modele matematice simplificate pentru instalațiile primare și generatoarele sincrone din centralele electrice. Pentru micșorarea timpului de calcul, la fiecare pas se rezolvă un singur sistem de ecuații algebrice format din algebrizarea setului de ecuații diferențiale care descriu comportarea electromagnetică și electromecanică a generatoarelor sincrone și din setul de ecuații algebrice ale rețelei electrice. Programul permite analiza evoluției dinamice a unui microsistem energetic avînd 50 de noduri și 10 noduri generatoare pe un interval de timp de 30 de secunde. Datorită intervalului de timp de analiză redus, el este util pentru studii de regimuri tranzitorii și de dinamică pe termen scurt și eventual, pentru dinamică pe termen mediu. Din acest motiv, programul nu ia în considerare contribuția cazanelor, a morilor de cărbune și a amenajărilor hidroelectrice. Pentru utilizarea rațională a memoriei interne a calculatorului, programul a fost segmentat în 6 segmente. El cuprinde un număr de 10 subprograme, în afara programului principal, al cărui rol a fost descris în detaliu în /124/. Ordinograma de principiu a programului LOTMONI se află în ANEXA. Programul se află transpus în BT, pe discul BIBINS de la Centrul de Calcul Electronic al IPTV Timișoara.

5.3.2. Testarea modelelor matematice ale consumatorilor

În vederea analizei influenței modului de reprezentare a consumatorilor asupra procesului dinamic care urmează unei perturbații finite într-un sistem electroenergetic s-a considerat un SSB-test descris în figura 5.3.

Datele privind parametrii electromagnetici, electromecanici și geometrici ai elementelor SSB-test au fost obținute din baza de date ale SSB creșt în vederea realizării contractului de cercetare nr.33/1978 încheiat între Colectivul de analiză a regimurilor sistemelor electroenergetice și Ia Porțile de fier-Drobeta Turnu Severin. Baza de date se află cuprinsă în biblioteca PØRTAN a Centrului de calcul electronic al IPTV Timișoara.

În urma efectuării circulației de puteri s-a obținut regimul

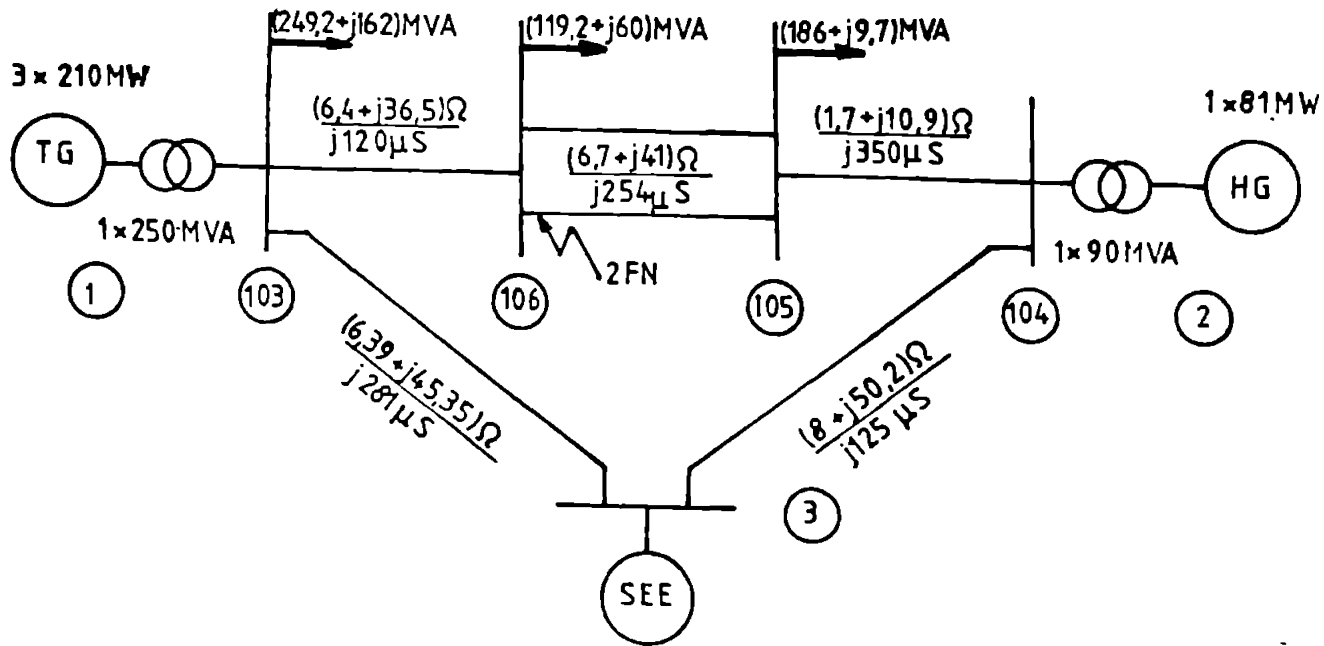


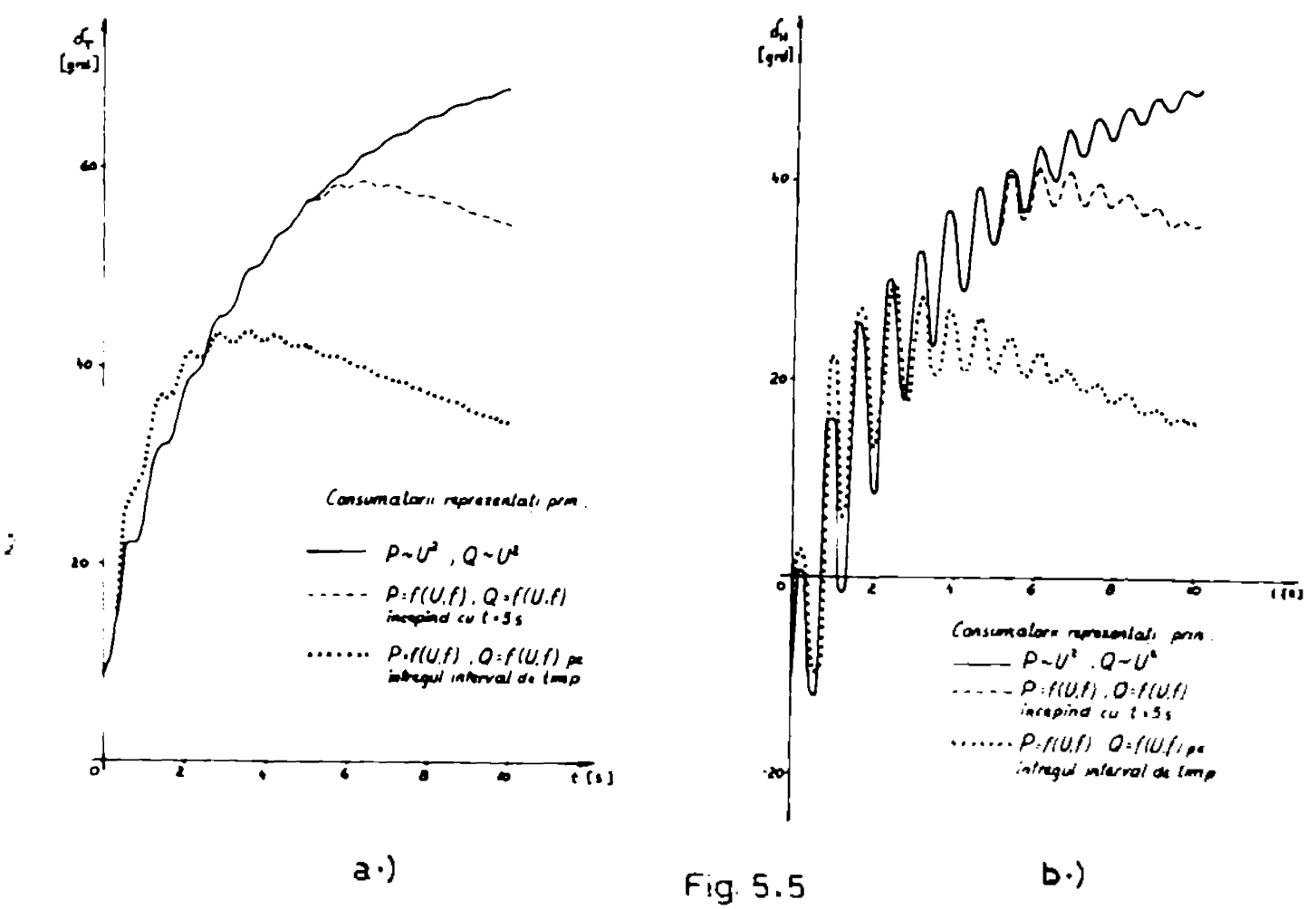
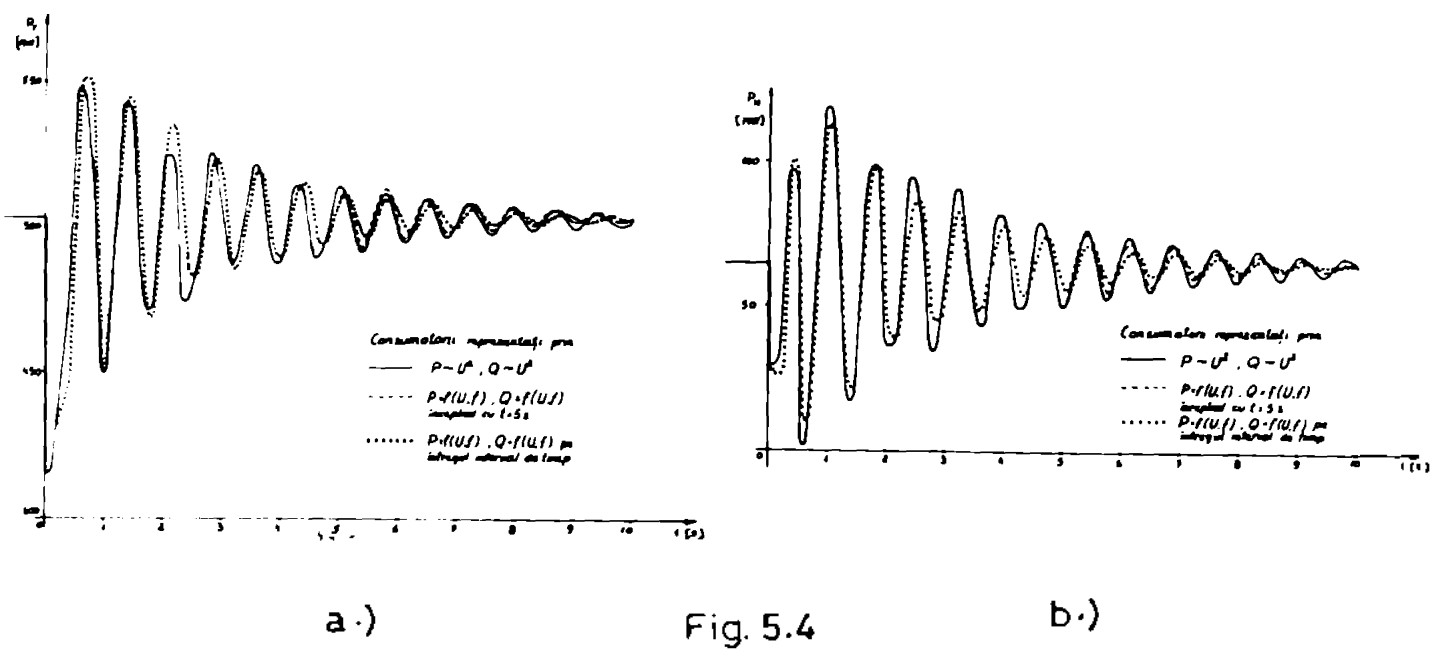
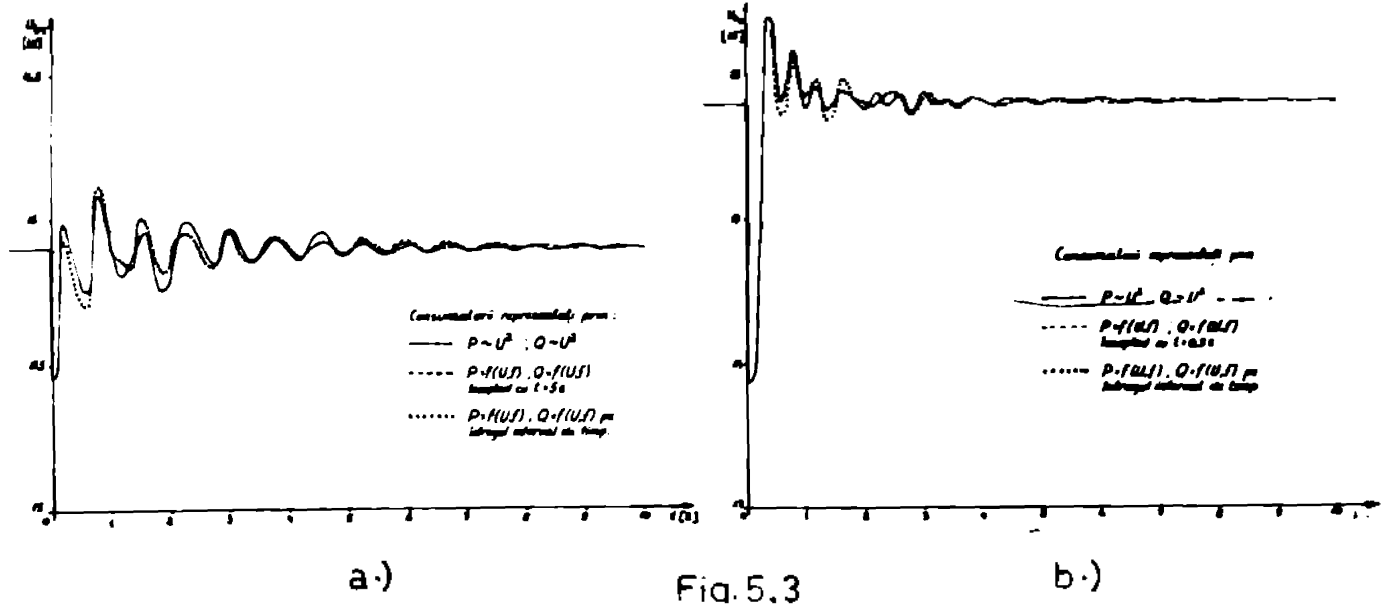
Fig.5.3. Schema electrică a S&E-test pentru analiza influenței modului de reprezentare al consumatorilor asupra stabilității SEE

staționar anterior perturbației, conform tabelului 5.4.

TABELUL 5.4. Datele regimului staționar anteperturbație al S&E-test

Nr. nod	Tensiune /kV/	Faza tensiunii /grd/	Puterea activă /MW/	Puterea reactivă /MVar/
1	15.9	8.76225	504.539	41.386
2	15.8	0.15402	64.79	218.422
3	231.0	0.0	-5.21	-10.6449
103	230.818	3.91662	-249.1995	-161.979
104	229.827	-3.9913	0.0	0.0
105	227.315	-5.56345	-186.5987	-9.3155
106	225.55	-4.29791	-119.2	-60.0347

În tabelul 5.4, semnul "-" la puteri înseamnă, prin convenție, putere absorbită în nod. Ca scenariu de perturbație s-a presupus un scurtcircuit 2FN pe unul din circuitele liniei duble dintre nodurile 105-106 în apropierea nodului 106. Scurtcircuitul este eliminat prin deconectarea circuitului avariat la 0,2 secunde de la apariția avariei și reconectat printr-un RAE reușit după o pauză de 0,3 secunde. Evoluția dinamică s-a urmărit pe un interval de timp de 10 secunde utilizând programul de calcul LOTSMONI. S-au înregistrat mai multe măriri semnificative la generatoarele sincrone dintre care, pentru exemplificare, s-au reprezentat în figura 5.3, a, b, variațiile tensiunilor la borne, în figura 5.4, a, b, variația puterilor debitate și în figura 5.5 a, b, va-



riația poziției rotoarelor turbogeneratoarelor de 210 MW (tip Mintia) și a hidrogeneratorului de 81 MW (tip Mărișele) considerate. Acestea s-au urmărit în trei cazuri distincte și anume: 1) pentru modelarea consumatorilor în forma "clasică" prin admitanță constantă ($Y=const.$), fapt ce presupune modificarea puterii active și reactive absorbite de aceștia proporțional cu pătratul tensiunii de alimentare ($P \sim U^2$, $Q \sim U^2$); 2) prin modelarea combinată a consumatorilor prin $Y=const.$ până la secunda a 5-a a evoluției dinamice și prin caracteristici statice generale (descrise în tabelul 5.3) începând cu $t=5$ secunde când s-a considerat încheiat procesul tranzitoriu, evoluția continuându-se într-un regim cvasistacionar; 3) prin modelarea consumatorilor prin caracteristici statice generale descrise în tabelul 5.3 pe întregul interval de evoluție dinamică. La modelarea consumatorilor prin caracteristici statice generale s-a considerat consumatorul din nodul 103 ca făcând parte din grupa a III-a de consum, consumatorul din nodul 105, din grupa a II-a de consum, iar cel din nodul 106, din grupa a IV-a de consum.

5.3.3. Interpretarea rezultatelor analizei

Din analize curbelor din figurile 4.3, 4.4 și 4.5 se constată următoarele:

- reprezentarea consumatorilor în forma "clasică", prin $Y=const.$ conduce la rezultate "optimiste" în special în regimul tranzitoriu pe primele 3 secunde, atât din punct de vedere al tensiunii la bornele generatoarelor, cât și a puterilor debitate de acestea în S&E. Acest fapt implică creșterea rezervei de stabilitate a centralelor cu mult peste situația reală din S&E;

- reprezentarea combinată a consumatorilor, prin $Y=const.$ în regim tranzitoriu și prin caracteristici statice generale în regimul post-avarie cvasistabilizat conduce la rezultate "optimiste" pentru perioadă tranzitorie și grăbește obținerea regimului stabilizat atât pentru tensiune cât și pentru putere. De asemenea, în ce privește modificarea poziției rotoarelor se constată că, pe lângă amortizarea mai rapidă a oscilațiilor acestora în regimul post-avarie, are loc și reducerea pericolului de oscilație a centrului de masă, odată cu creșterea frecvenței acestuia;

- reprezentarea prin caracteristici statice generale a consumatorilor pe întregul proces dinamic influențează atât regimul tranzitoriu cât și cel post-avarie. Regimul tranzitoriu este mai "greu" în special primele două secunde, atât din punct de vedere electromagnetic (tensiuni și puteri) cât și electromecanic (poziția rotoarelor), dar are loc apoi o amortizare mai pronunțată a oscilațiilor tuturor mărimilor, consumatorilor

ajutând la obținerea mai rapidă a regimului stabilizat post-perturbație. Cît privește pendulările rotoarelor generatoarelor sincrone, invers proporționale cu constantele lor de inerție sînt și ele, mai rapid amortizate cu un transfer de energie către centrul de masă care își mărește frecvența de oscilații. Această reprezentare este mai realistă și apropiată de rezultatele măsurărilor efectuate în sisteme reale și precizate în literatura de specialitate /82/, /84/, /87/, /97/.

Se poate afirma deci, că reprezentarea consumatorilor complecși la nivelul S&E prin caracteristici statice generale descrise în tabelul 3 și obținute din caracteristici statice simple și admitînd ponderi raționale pentru diverse tipuri de consumatori dă rezultate satisfăcătoare în special în modelarea regimurilor grele post avarie, în condițiile existenței unor informații reduse asupra componenței intime a consumatorilor complecși.

5.4. Concluzii

În cadrul acestui capitol s-au prezentat unele aspecte privind importanța, rolul și influența pe care o au consumatorii asupra comportării de ansamblu a unui S&E în procesele dinamice cauzate de perturbații. Dacă S&E este privit ca un sistem automat, mărimile electrice cerute de consumatori joacă rolul de mărimi de intrare și deci, găsirea unui model matematic care să modeleze cît mai exact comportarea acestora, în condițiile unor informații reduse legate de structura lor intimă, constituie un factor de prim ordin în apropierea cît mai realistă a funcționării S&E. În această idee, autorul a căutat să analizeze comportarea consumatorilor complecși la nivelul S&E educîndu-și următoarele contribuții originale:

a) Pe baza studiului bibliografic a arătat succint cauzele pentru care pînă de curînd a fost neglijat un studiu mai aprofundat al consumatorilor și a motivat necesitatea cunoașterii cît mai exacte și modelării matematice corespunzătoare a comportării acestora în special în studii de dinamică pe termen mediu și lung e S&E.

b) A împărțit studiul consumatorilor în două problematici distincte: analiza consumatorilor și sinteza consumatorilor la nivelul S&E. În cadrul analizei consumatorilor a prezentat, pe scurt, comportarea a cinci tipuri principale de consumatori față de mărimile electrice oferite de sistem la bornele lor, problema rămînd deschisă însă și pentru alte tipuri de consumatori, dar, bineînțeles, utilizîndu-se aceeași metodologie. De asemenea, a luat în considerare în cadrul analizei, numai caracteristicile statice ale consumatorilor arătînd importanța lor în regimurile grele post-avarie și în regimurile stabili-

zate precum și faptul că ele pot aproxima suficient de exact și comportarea consumatorilor în regimurile tranzitorii. În cadrul sintezei consumatorilor a făcut precizări privind structura consumatorilor complecși la nivelul SAA prin considerarea caracteristicilor statice ale diferitelor tipuri de consumatori individuali și a ponderilor acestora în cadrul consumatorului complex și a prezentat câteva astfel de structuri utilizate în literatura de specialitate;

c) Analizând critic structurile de consumator complex precizate în literatură a propus gruparea consumatorilor complecși în cinci grupe de consum pe baza nivelului de dezvoltare industrială și a mărimii aglomerației urbane aferente fiecărui nod de consumator din cadrul unui SAA și a admis, intuitiv, o repartiție caracteristică a tipurilor de consumatori în cadrul fiecărei grupe de consum considerate, conform celor prezentate în tabelul 5.2.

d) Pentru fiecare grup de consum a determinat expresiile caracteristicilor statice generale, relații care s-au centralizat în tabelul 5.3. Pentru expresiile obținute au rezultat efecte de reglaj, a căror valori se încadrează în plaja de valori admisă în literatura de specialitate.

e) Programul de calcul LOTMOMI conceput și realizat de autor pentru studii calitative ale dinamicii pe termen scurt și mediu a unui SAA a fost apoi utilizat pentru testarea modelului matematic al consumatorilor prin comparație cu modelul "clasic" descris prin $Y = \text{const}$. S-a utilizat pentru aceasta SAA-test în care consumatorii au fost grupați în grupele de consum II, III și IV și li s-au atribuit caracteristicile statice generale corespunzătoare acestor grupe de consum.

f) Analizându-se rezultatele obținute în urma testării pe calculatorul numeric a modelelor matematice s-a putut aprecia avantajul modelării consumatorilor prin caracteristici statice generale în regimurile post-avarie, s-a constatat obținerea unei simulări mai realiste atât a proceselor tranzitorii, cât și a celor cvasistaționare, precum și faptul că aceste caracteristici statice generale descriu suficient de bine și comportarea consumatorilor în regimurile tranzitorii pe primele 1-2 secunde după perturbație. Pe baza acestor concluzii, autorul a utilizat în continuare, în cadrul programului de calcul pentru simularea dinamicii pe termen mediu și pe termen lung, caracteristicile statice generale obținute conform tabelului 5.3.

Cap.VI. ANALIZA COMPORTĂRII DINAMICE PE INTERVALE MARI DE TIMP
A UNUI SISTEM DE GENERATOARE SINCRONE INTERCONECTATE

6.1. Considerații generale

În capitolele anterioare s-a analizat modul în care se pot obține modele matematice relativ simple și cu un înalt grad de generalizare care să permită modelizarea cât mai fidelă a comportării diferitelor elemente ale unui S&S atât în regimurile tranzitorii cât și în cele dinamice care urmează unei perturbații. Interconectarea acestor modele matematice conduce la obținerea a două seturi de ecuații, un set de ecuații diferențiale și altul de ecuații algebrice, care prin rezolvare simultană la diferite intervale de timp, dau răspunsul S&S în ansamblu la o perturbație inițială, cauză a unui șir de perturbații prestabilite sau aleatoare. Deoarece răspunsul S&S reprezintă un proces evolutiv în timp se impune rezolvarea repetată a sistemului heterogen de ecuații la diferite momente obținute prin discretizarea axei timpului. Numărul mare de ecuații și metodologia de lucru impun utilizarea calculatorului numeric și a unei metode "pas cu pas" de integrare a ecuațiilor diferențiale.

Structura programelor de calcul care permit obținerea răspunsului S&S la perturbații trebuie să țină seama de o serie de condiții și anume :

- a) Dimensiunea sistemului de ecuații este foarte mare;
- b) Volumul datelor de intrare și al rezultatelor este foarte mare;
- c) Multe din calculele efectuate au caracter iterativ;
- d) Multe din etapele procesului de calcul utilizează date care necesită să fie determinate o singură dată;
- e) Pasul de timp utilizat pentru integrare trebuie considerat variabil din cauza diferențelor mari între constantele de timp electromagnetice și cele termo și hidromecanice;
- f) Parametrii electrici ai elementelor S&S trebuie considerați variabili cu frecvența, fapt ce implică recalcularea acestora la fiecare pas de calcul;
- g) Consumatorii trebuie luați cât mai exact în considerare în special în regimul dinamic;
- h) Se face simțită influența fenomenelor din măsurile feromagnetice la unele elemente ale S&S;
- i) Prima perturbație constituie sursa unui lanț de perturbații care pot fi prestabilite printr-un scenariu sau pot fi aleatoare și trebuie simulate printr-un program de intervenție a sistemelor de protecții prin releu.

După cum se știe, dinamica pe termen lung se studiază pentru S&E vaste sau interconectat, iar programele "clasice" de simulare corespunzătoare sînt construite pentru aceste condiții modelele matematice aferente simplificînd la maximum reprezentarea generatoarelor sincrone comparativ cu reprezentarea instalațiilor primare /38/, /39/, /96/ /138/, /142/. Autorul consideră că există trei mari inconveniente în utilizarea generală a acestor programe și anume :

- cunoașterea unui număr extrem de mare de date concrete și exacte pentru instalațiile primare la nivelul unui S&E vast sau a S&E interconectate este practic imposibilă fapt ce impune aproximații care conduc numai la rezultate calitative și acelea îndoielnice datorită lipsei posibilităților de experimentare;

- reprezentarea ultrasimplificată a generatoarelor sincrone face imposibilă cunoașterea comportării lor pe perioade lungi de timp, ele devenind o anexă a instalațiilor primare, idee în contradicție cu situația tehnică reală în care generatorul sincron este în permanență un element activ ce răspunde atât la perturbațiile din aval cît și la cele din amonte ale fluxului energetic;

- aproximațiile introduse la calculul circulației de puteri în rețea, adăugate la cele prezentate anterior fac imposibilă utilizarea acestor programe pentru simularea unor procese de insularizare a sistemelor energetice de mici dimensiuni corespunzătoare unor mari platforme industriale prevăzute cu surse proprii de energie electrică și cunoașterea evoluției în timp a acestor insule, deosebit de importantă pentru economie.

Prin modelele matematice și programele de calcul elaborate de autor s-a căutat eliminarea pe cît posibil a acestor deficiențe prin reducerea numărului de date necesare modelizării instalațiilor primare, extinderea reprezentării generatoarelor sincrone și conceperea programelor de calcul astfel încît să fie aplicabile atât la S&E de mari dimensiuni, cît și pentru S&E reduse. Două motive au stat la baza conceperei algoritmului de calcul care să permită simularea DTL și pentru S&E de mici dimensiuni: pe de-o parte importanța economică majoră pe care o au platformele industriale prevăzute cu surse proprii care pot funcționa insular în cazul unor avarii grave în S&E și a căror comportare pe perioade lungi de timp trebuie cunoscută pentru a putea optimiza schema de insularizare și sistemele de automatizări și protecții prin relee, iar pe de altă parte accesibilitatea relativ ușoară la date concrete și posibilitatea de experimentare în vederea comparării rezultatelor obținute teoretic cu cele practice rezultate din măsurători. În această idee, pentru testarea programelor de simulare a dinamicii pe intervale mari de

timp a generatoarelor sincrone interconectate s-a ales sistemul energetic al Combinatului Siderurgic Reșița.

6.2. Descrierea Sistemului energetic al Combinatului Siderurgic Reșița

În general, configurația sistemelor energetice care asigură alimentarea cu energie electrică a consumatorilor din unitățile metalurgice și, în special, a celor din domeniul siderurgiei, este axată pe principiul siguranței mărite în funcționare realizată prin dubla alimentare a stațiilor de interconexiune și distribuție și prin existența unor surse proprii care să fie capabile să acopere puterea necesară consumatorilor vitali în cazul deprinderii totale de S&N. Consumul ridicat de energie electrică necesară fabricării aglomeratului, producerii cocsului, elaborării fontei și oțelului, laminării metalului la cald sau la rece, impun pe pătrunderea cu recorduri adânci la tensiune de 220 kV sau 110 kV și amplasarea de stații de transformare coboritoare în vecinătatea acestor consumatori multipli și stratificați pe medie și joasă tensiune.

Aceste particularități conferă sistemelor energetice locale, aferente marilor unități siderurgice, o complexitate ridicată atât în structură cât și în comportament.

Sistemul energetic al Combinatului Siderurgic Reșița (S&N al CSE) conservă structura descrisă mai sus fiind un reprezentant tipic pentru astfel de SEE locale.

6.2.1. Structura S&N al CSE în etapa actuală

În prezent S&N al CSE funcționează pe cinci nivele de tensiune (110 kV; 35 kV; 10 kV; 6 kV și 0,4 kV), majoritatea consumatorilor beneficiind de dublă alimentare, conform figurii 6.1. Cu excepția secției de aglomerare, fabricii de var și atelierului de confecționat material mărunț pentru cale ferată care sînt alimentate la 6 kV din S&N și care nu reprezintă decît 5-6% din consumul total al combinatului, restul consumatorilor sînt racordați prin intermediul stațiilor de distribuție ale rețelei de 6 kV sau 10 kV la cele trei stații de record adînc (St 54 oxigen, St 65 furnale și St 56 bluming). Stația 54 oxigen prevăzută cu două transformatoare de 16 MVA, 110/6 kV este alimentată din stația 220/110 kV Soceni a S&N prin 2 linii electrice seriene de 110 kV. Interconexiunea acestei stații cu S&N-CSE se face pe 6 kV prin două linii electrice subterane la St 66 furnale și la St 34 C&T Suflete. Recordul St 55 furnale echipată cu două transformatoare de 25 MVA, 110/6 kV se realizează cu S&N tot prin două linii electrice seriene de 110 kV, iar la stațiile de interconexiune ale combinatului (St.1 și St.30) prin cîte două linii subterane de 6 kV. Consumatorii de la bluming sînt alimentați la 10 kV din stația 56 dotată cu două

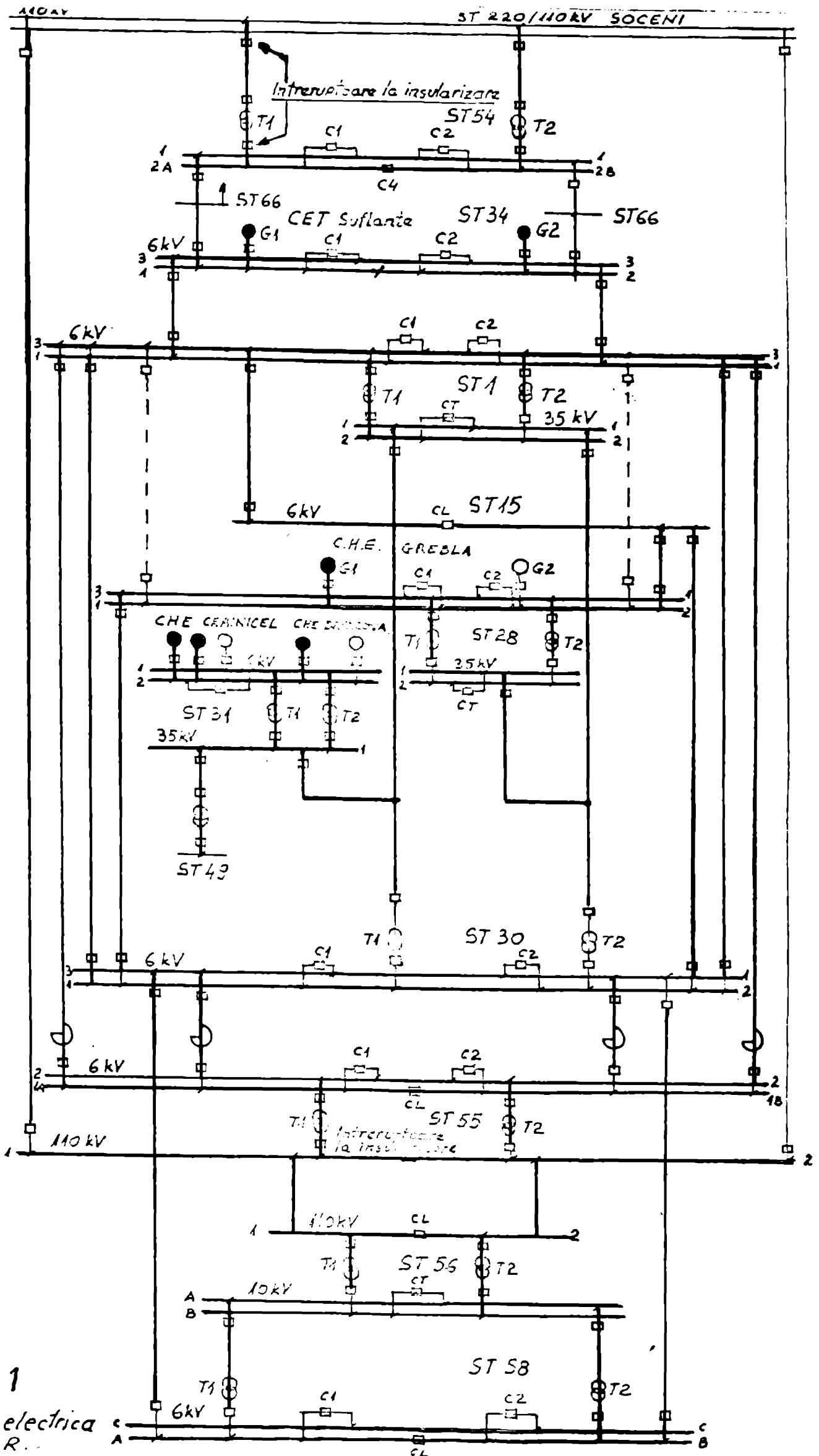


Fig. 6.1
 Schema electrica
 SE - C.S.R.

transformatoare de 40 MVA, 110/10 kV racordată la barele de 110 kV ale St.55 prin două linii electrice subterane.

Puterea medie consumată de combinat este de aproximativ 40 MW din care, la funcționare normală, 25 MW se obțin din S&N, iar 15 MW se acoperă cu ajutorul centralelor proprii.

Sursele proprii de energie sînt în prezent Centrala electrică cu termoficare Sufiante (C&T Sufiante) cu două grupuri termo și cîte 7,2 MW, Centrala hidroelectrică Grebla (CHE Grebla) cu două grupuri hidro cu turbine Francis orizontale de cîte 5,5 MW, Centrala hidroelectrică Breazova (CHE Breazova) cu un grup hidro cu turbină Francis orizontală de 0,33 MW și Centrala hidroelectrică Crăiniceș (CHE Crăiniceș) cu două grupuri hidro cu turbine Pelton de cîte 2,94 MW și două grupuri hidro cu turbine Francis orizontale de cîte 1,19 MW. Toate grupurile funcționează la tensiunea de 6 kV și frecvența de 50 Hz. Transportul energiei de la sursele mai îndepărtate cum sînt CHE Grebla și CHE Crăiniceș se realizează la 35 kV, prima centrală avînd posibilități de evacuare și la 6 kV. Energia produsă de CHE Breazova se vehiculează spre stația CHE Crăiniceș la 6 kV.

Consumatorii de energie electrică sînt alimentați la medie (10 kV, 6 kV) și joasă tensiune (0,4 kV) prin intermediul a 66 de stații de distribuție organizate într-o schemă arborescentă astfel încît pentru majoritatea lor să se asigure o dublă alimentare. Una dintre căile de alimentare - colorată în roșu - este cunoscută sub numele de "schema roșie", cealaltă - colorată în albastru - poartă numele de "schema albastră". Cele două scheme delimitează de fapt, două subsisteme ale S&N pe care sursele proprii sînt astfel repartizate încît să se echilibreze, pe cît posibil, transferul de energie electrică pe arborescente atât între S&N și S&N-CS&N cît și în cadrul fiecărei ramuri. Schema roșie legată de S&N prin St 54 Oxigen și LEA de 110 kV St.54-Soceni, cuprinde în mod prioritar consumatorii din zona furnale, cocserie, oțelărie, a căror întrerupere în alimentarea cu energie electrică nu este permisă din cauze avariilor ce s-ar produce la utilaje și agregate. Sursele proprii corespunzătoare sînt: un grup termo de la C&T Sufiante și CHE Crăiniceș și CHE Breazova, acestea acoperind parțial consumul ramurii. Schema albastră are un consum mai ridicat plasat de fapt, pe două ramuri cu originea în St.220/110-Soceni. Pe una din ramuri, care ajunge la St.54 sînt plasați înesă numai consumatorii nevitali și nu este recordată nici o sursă proprie. Pe cealaltă ramură, care alimentează St 55 și St 56 sînt amplasate sectoarele de laminare și bluming și o parte din consumatorii altor secții. Sursele proprii sînt aici: un grup termo de la C&T Sufiante și un grup de la CHE Grebla (celălat grup fiind în

rezervă), care acoperă o parte din consumul de pe această arborescență

6.2.2. Perspective de extindere a SE-CSA și oportunitatea studiilor de insularizare

În anii viitori, procesul dezvoltării și modernizării Combinatului Siderurgic Iași se amplifică prin punerea în funcțiune a unei uzine cocso-chimice, construirea unei oțelării electrice, modernizare laminorului de profile grele și schimbarea liniei tehnologice de elaborare a oțelului prin trecerea de la procedeul Martin la convertizor. paralel se vor dezvolta amenajările hidroenergetice din bazinele hidrografice superioare ale Timișului, Mureș și Birsavei conducând la extinderea SE și CSA.

Corepunzător dezvoltărilor ce vor avea loc, va crește numărul stațiilor de racord adânc ale SE-CSA cu SAȘ, la nivelul de 110 kV și pentru oțelăria electrică, chiar la 220 kV. Aceste lucrări de extindere nu determină și modificarea configurației rețelei SAȘ din zonă, iar prin noile uvraje hidroenergetice ce se vor executa în masivul Semeni va crește disponibilul de putere al CHS Crăinicel-Brezova cu peste 16 MW fapt ce va impune trecerea rețelei de 35 kV la nivelul de 110 kV

Atât în schema actuală a SE-CSA cât și în cea de perspectivă există o seamă de consumatori care nu permit întreruperea în alimentarea cu energie electrică. Menținerea alimentării acestor consumatori în cazul unor avarii grave în SAȘ sau pe linia de interconexiune a acestor cu SE-CSA se poate face numai cu ajutorul surselor proprii. Majoritatea acestor consumatori vitali, însumând cca 6 MW, sînt amplasați pe scheme roșii, care, împreună cu consumatorii nevitale, are o putere maximă de cca 17 MW din care, în regim normal numai 8 MW sînt acoperiți de surse proprii. O desprindere a SE-CSA de SAȘ sau a schemei roșii de SAȘ conduce la fenomene tranzitorii care nu se sting după cele 3 secunde considerate ca limită de timp a stabilității tranzitorii. Momentului desprinderii îi urmează o serie de delestări de sarcini care să conducă în final la obținerea unei "insule" pentru care bilanțul global de energie să se închidă, iar această închidere de bilanț nu se realizează instantaneu, lent, prin oscilații amortizate ale mărimilor electrice, mecanice, termice și hidraulice în jurul noului punct de echilibru. Iată de ce considerăm, că analiza unui proces de insularizare numai prin studiul "clasic" al stabilității tranzitorii este nu numai insuficient, ci complet nesemnificativ pentru stabilirea unei strategii de menținere în funcțiune a consumatorilor vitali, extinderea scalei timpului de analiză, cu toate consecințele sale, impunându-se de la sine în această situație.

Mai mult, pornind de la prezumția extinderii SE-CSA, simularea proceselor de insularizare pe intervale mari de timp (de ordinul minut

lor) permite alegerea, încă din faza de proiectare, a schemei optime pentru siguranța în funcționare, fără neglijarea factorului economic, alegerea corespunzătoare a automaticii de sistem și optimizarea funcționării echipamentelor de reglare ale surselor proprii.

6.3. Stabilirea regimului staționar inițial de funcționare a SE-CSR

În vederea studiului posibilităților de insularizare ale unor microzone ale SE-CSR în scopul de a menține în funcțiune consumatorii vitali a fost necesară întâi stabilirea regimului staționar simetric inițial de funcționare al schemei electrice a SE-CSR descrisă în figura 6.1. Pentru aceasta s-a impus culegerea și prelucrarea datelor inițiale referitoare la sistem.

6.3.1. Prelucrarea datelor inițiale

Datele inițiale prelevate de autor de la Combinatul Siderurgic legița se referă la parametrii nominali ai elementelor de sistem, la distribuția consumatorilor pe cele două arborescențe ale schemei electrice și la consumul de putere activă și reactivă al acestora. Pentru a conferi studiului un grad mai mare de generalizare, în aprecierea consumului SE-CSR și a consumatorilor individuali ai acestuia s-a luat în considerare puterea medie consumată pe o lună (luna septembrie 1985) atât pentru sarcinile individuale, cât și pe întregul sistem. A rezultat pentru SE-CSR o putere medie activă necesară de $P=41,6275$ MW și reactivă $Q = 20,6289$ MVAR. Această putere este acoperită absorbându-se din SSN prin stația SOCOBI puterile $P_{SSN} = 26,294$ MW și $Q_{SSN} = 15,007$ MVAR, iar de la sursele proprii $P_{CSR} = 15,3335$ MW și $Q_{CSR} = 5,6219$ MVAR.

Se observă că sursele proprii asigură mai mult de 1/3 din necesarul de energie electrică a SE-CSR și, așa cum s-a mai arătat, ele sînt atât termo- cât și hidroelectrice însumînd o putere instalată totală de $P_{inst} = 33,87$ MW. Cu această putere s-ar putea asigura, în situații limită, funcționarea majorității consumatorilor din SE CSR pentru o scurtă perioadă de timp. În regim normal însă, nu toate sursele proprii sînt în funcțiune (conform figurii 6.1) iar cele care funcționează nu sînt încărcate la puterea nominală, ci la aproximativ jumătate din aceasta.

Regimul staționar inițial rezultă în urma efectuării circulației de puteri pe schema SE-CSR, iar pentru aceasta s-a impus prelucrarea prin calcul a datelor inițiale referitoare la rețeaua electrică, surse și consumatori. În anexa A 1 se prezintă tabelar atât datele inițiale, cât și parametrii elementelor de sistem, obținuți prin calcule în urma aplicării relațiilor de calcul cunoscute pentru determinarea acestor

parametrii /106/.

Pe schema electrică a SE-CSF prezentată în figura 6.1 este dificilă efectuarea circulației de puteri. De aceea ea a trebuit prelucrată prin separarea celor două subsisteme obținându-se schema electrică din figura 6.2. Reprezentarea SE-CSF prin schema electrică din figura 6.2 prezintă mai multe avantaje și anume :

- permite individualizarea nodurilor de interes ale SE-CSF.
- dă posibilitatea numerotării nodurilor și descrierea tipului acestora în vederea pregătirii datelor pentru circulația de puteri în regim staționar inițial;
- face posibilă cunoașterea exactă a puterilor absorbite de consumatori în fiecare nod și a puterilor generate de surse;
- creează o imagine clară a configurației schemelor electrice ale celor două subsisteme și evidențiază legăturile electrice care se deschid la insularizare;

Pentru calculul circulației de puteri s-a utilizat programul de calcul CIPD, WCAS de pe discul ELEM al Centrului de calcul electronic al IPFV Timișoara, program care folosește un algoritm de tip Gauss-Seidel pentru calculul tensiunilor în noduri. Lipsa datelor concrete referitoare la pozițiile prizelor transformatoarelor și a nivelului de excitație a generatoarelor sincrone au impus efectuarea unui număr de opt contingente pentru obținerea regimului staționar inițial. Inițial, toate generatoarele s-au considerat funcționând la tensiunea nominală și transformatoarele funcționând pe prize mediere. Rezultatele obținute, necorespunzătoare, au determinat efectuarea contingențelor prin care s-au modificat pozițiile prizelor la transformatoare și excitațiile generatoarelor sincrone pentru obținerea tuturor tensiunilor în banda admisă și a pierderilor minime de putere în rețea. În final a rezultat regimul staționar normal al SE-CSF, reprezentat în figura 6.2 prin valorile tensiunilor în noduri și ale puterilor debitate de surse și absorbite de consumatori, precum și prin pozițiile prizelor la principalele transformatoare. Regimul staționar obținut, foarte apropiat de regimurile staționare reale medii la care lucrează SE-CSF, a constituit baza de plecare pentru simularea unor procese de insularizare cu ajutorul programelor de calcul elaborate de autor și care vor fi descrise în continuare.

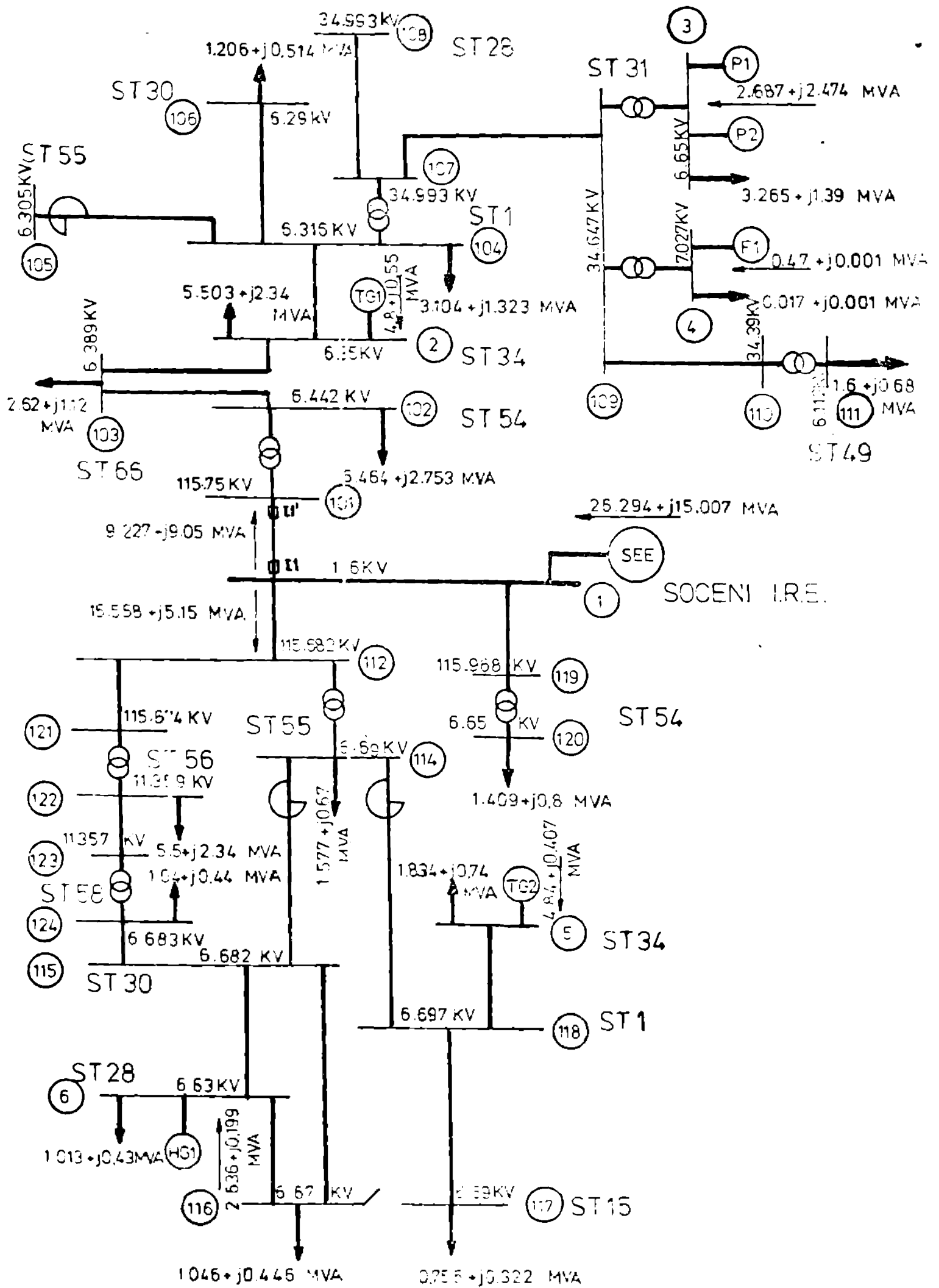


Fig. 6.2 Regimul staționar normal pentru SE-CSR

6.4. Programul de calcul SIMDIS pentru simularea dinamică pe termen scurt și mediu a unui sistem de S.S. interconectate

Programul de calcul SIMDIS a fost elaborat cu scopul prizer de testare a modelului matematic al GS conceput pentru studii de stabilitate dinamică pe intervale mari de timp și descrie prin algoritmul de la paragraful 4.4.2 și relațiile de calcul (4.101).

Modelul matematic al ansamblului S.S. care a stat la baza întocmirii algoritmului și programului de calcul s-a obținut prin interconectarea modelelor matematice ale elementelor de sistem care intervin explicit în procesele dinamice din S.S. în intervalul de timp de la 0 la 30 ; 40 de secunde și anume : turbinele termo și hidro, BIAV, SIAE și I.T., generatorile sincrone, rețeaua electrică, consumatorii și sistemele de protecție prin rețea. Nu s-au luat în considerare, aici, instalațiile primare de tip cazan, alimentările primare cu combustibil amenajări hidro-, care, datorită constantelor mari de timp se apreciază să că nu-și fac simțită, încă, prezența. Astfel, modelul matematic al S.S. s-a obținut prin asamblarea seturilor de ecuații (2.36); (2.48); (2.90) (IAS+IAT); (35), (rețea) cu relațiile descrise în tabelul 5.3 pentru consumatori .

Ansamblul de ecuații diferențiale și algebrice, obținut a permis construirea algoritmului de calcul și a programului de calcul corespunzător. La baza algoritmului de calcul a stat metoda "pas cu pas" de divizare a axei timpului în intervale de timp egale și mici, Δt , pe care să se integreze ecuațiile diferențiale, iar la capetele acestor intervale de timp să se rezolve ecuațiile algebrice. Totuși date fiind ipotezele noi de introducere (prin modele detaliate) a unei părți a instalațiilor primare, simplificarea modelului generatorului sincron, considerarea consumatorilor prin ecuațiile algebrice ale caracteristicilor statice, precum și extinderea (de aproximativ șase ori) scalei timpului față de studiile de stabilitate tranzitorie, intervalele de timp nu trebuie luate foarte mici. Testele au arătat că pentru intervale $\Delta t=0,1$ secunde se obțin rezultate optime în rezolvarea combinată a ecuațiilor diferențiale și algebrice (pentru circulația de puteri, consumatori și partea algebrică a modelului generatorului sincron), timpul de calcul fiind, în acest caz, minim.

Deoarece la nivelul unui S.S. există o multitudine de date care nu sînt toate cunoscute (mai ales pentru un anumit moment de timp), programul de calcul a fost conceput astfel încît utilizatorul să folosească un bagaj minim de date inițiale și în special date nominale cu

noscute din cărți tehnice, tabele indicatoare, etc., date care apoi sînt prelucrate corespunzător în program.

În principiu, algoritmul programului de calcul SIMSIS poate fi descris astfel:

1. Se citesc datele inițiale pentru laturile rețelei electrice (impedanțe, admitanțe, rapoarte de transformare) și se întocmește matricea de admitanță nodală de scurtcircuit.

2. Se citesc datele din nodurile rețelei (tensiuni, puteri active și reactive consumate și generate) și se efectuează, utilizându-se un algoritmul Gauss-Seidel cu accelerație, circulația de puteri stabilindu-se regimul staționar anterior perturbației;

3. Se augmentează matricea de admitanță nodală $[Y_n]$ cu noile laturi introduse de nodul generatorului simron (t.e.a. în ipoteza rezonanței corepunzătoare) și de admitanțele corespunzătoare consumatorilor și se reface circulația de puteri.

4. Se citesc datele inițiale pentru sistemele de reglare și instalațiile primare (coeficienți de amplificare, constante de timp, etc).

5. Se citesc datele privind scenariul de perturbații, numărul de perturbații (maxim 10), momentele de timp la care apar discontinuitățile, tipul primei perturbații.

6. Se inițializează contorul de timp (TIMP) și contorul de perturbații (NI).

7. Se calculează valorile inițiale ale variabilelor electromagnetice ale GS, SPS și MT și mecanice ale turbinelor și SIAV aferente;

8. Se produce o perturbație care se traduce prin modificarea unuia sau mai multor elemente ale matricei $[Y_n]$.

9. Se efectuează circulația de puteri în SPS cu nouă formă a matricei $[Y_n]$;

10. Se calculează sărimile la bornele GS în coordonate d, q, e și coeficienții ecuațiilor diferențiale și algebrice.

11. Se integrează ecuațiile diferențiale și se rezolvă ecuațiile algebrice afectate de perturbație.

12. Se calculează frecvența medie a sistemului.

13. Se mărește contorul de timp cu un interval $TIMP = TIMP + DT$.

14. Dacă nouă valoare a timpului este mai mică decât următorul moment de discontinuitate se trece la pasul următor; dacă nu, se verifică dacă contorul de perturbații (NI) este egal cu numărul de perturbații prescris (ND) și dacă da, se ținese rezultatele și se oprește programul, iar dacă nu, se mărește contorul de perturbații cu o unitate și se sare la punctul 8;

15. Se modifică parametrii elementelor de rețea cu frecvența medie a SSS și parametrii GS cu frecvența proprie acestora și se reface matricea $[Y_n]$.

16. Se modifică puterile consumate de consumatori conform caracteristicilor statice, se recalculază admitanțele corespunzătoare și se modifică matricea $[Y_n]$, apoi se sare la punctul 9.

Pe baza algoritmului descris s-a reprezentat în figura 6,3 ordinograma programului de calcul SIMLIS.

Subprogramele precizate în ordinogramă îndeplinesc următoarele funcții :

a) Subprogramul YMATIX prelucerează datele primare ale rețelei electrice și înlocuiește matricea $[Y_n]$;

b) Subprogramul POWB000 prelucerează datele primare cu privire la nodurile rețelei electrice și efectuează circulația inițială de puteri stabilind regimul staționar inițial anteperturbație;

c) Subprogramul SIGMAT sugumentează matricea $[Y_n]$ cu elementele extreme ale generatoarelor și consumatorilor;

d) Subprogramul PGM000 efectuează circulația de puteri în orice moment al evoluției calculului utilizând un algoritmul Gauss-Seidel cu dețelerare. S-a preferat acest algoritmul unei metode Newton, datorită bunel convergențe pe care o oferă chiar în condiții foarte grele cînd datele inițiale sînt departe de soluție, deși timpul de calcul este puțin afectat.

e) Subprogramul PEGP000 modifică matricea $[Y_n]$ conform tipului de perturbare cerută prin scenariu;

f) Subprogramul FRM000 modifică parametrii rețelei cu frecvența medie a SSS și reactanțele GS cu frecvența proprie acestora și modifică matricea $[Y_n]$;

g) Subprogramul C0N000 recalculază puterile activă și reactivă ale consumatorilor conform caracteristicilor statice ale acestora și modifică corespunzător matricea $[Y_n]$.

Acțiunea sistemelor de protecție prin relee a fost simulată implicit în subprogramul PEGP000, iar integrarea ecuațiilor diferențiale (printr-o metodă Runge-Kutta-Gill de ordinul IV) și rezolvarea ecuațiilor algebrice corespunzătoare modelelor matematice ale diferitelor elemente de sistem s-a realizat în programul principal.

Programul de calcul, scris în limbaj FORTRAN IV pentru calculatorul PBMX 512 a fost conceput inițial pentru un SSS cu 50 de noduri și 10 noduri generatoare, dar opțional, numărul nodurilor poate fi

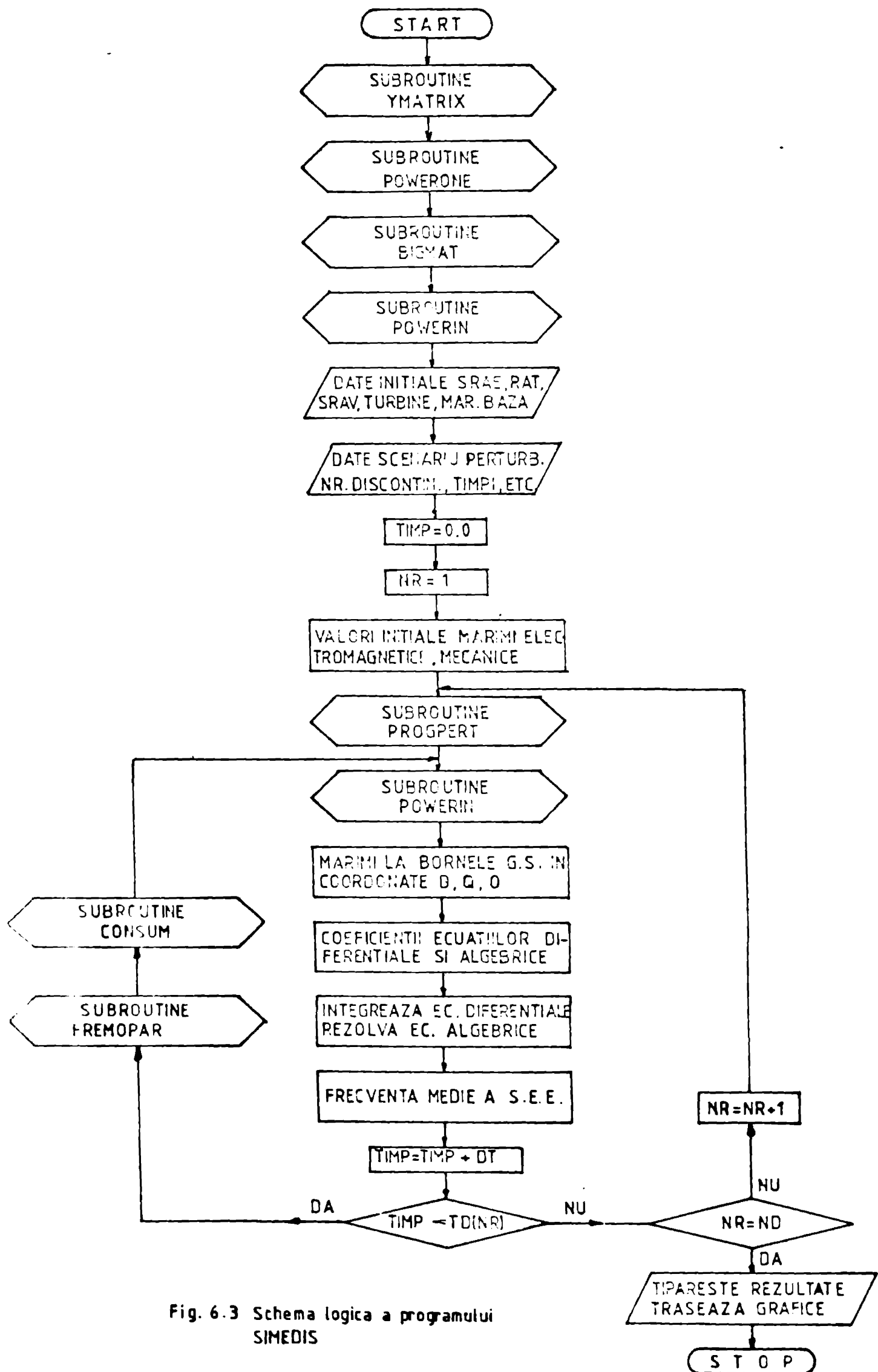


Fig. 6.3 Schema logica a programului SIMEDIS

deoarece majoritatea consumatorilor de aici sînt nevitali și pot fi sacrificați. În cazul testului 2 s-au considerat următoarele transferări de puteri de pe schema roșie pe schema albastră, în nodul 5-2,1 MW, în nodul 6-1,1 MW și în nodul 12-1,2 MW, adică în total 4,4 MW. Aceaste a determinat reducerea puterii transferate în regim staționar normal de la SEN spre schema roșie la $S = (5,791 + j 1,116) \text{MVA}$. În momentul separării schemei roșii de SEN, insula formată este acum o insulă consumatoare cu un deficit mult mai redus de putere activă și reactivă, adică $P_g = 5,791 \text{ MW}$ și $Q_g = 1,116 \text{ MVAR}$, fapt ce produce o mai slabă încărcare a generatoarelor proprii și anume:

- CET Suflete (nod 2) de la 4,8 MW la 7,19 MW;
- CME Crăinicel - grupuri Pelton (nod 3) de la 2,687 MW la 3,467 MW
- CME Crăinicel - grup Francis (nod 4) de la 0,471 MW la 0,775 MW

Se produce și în acest caz scăderea tensiunilor la bornele generatoarelor, mărimile electrice și mecanice urmînd apoi un proces oscilator amortizat spre un nou regim staționar postperturbație. Oscilațiile principalelor mărimi electrice și mecanice ale fiecărei centrale (că respectarea notațiilor anterioare) sînt reprezentate în figurile 6.7, 6.8 și 6.9. De asemenea, în tabelul 6.1 sînt date valorile, din cinci în cinci secunde, ale mărimilor respective pentru întregul interval de timp de 20 secunde în care se urmărește procesul dinamic. Atît din figurile 6.7, 6.8 și 6.9 cît și din tabelul 6.1 se poate vedea că procesul dinamic de insularizare este, în acest caz, mai puțin violent, sincronismul grupurilor generatoare se păstrează, iar regimul staționar postavarie spre care se îndreaptă sistemul este mai stabil static, după 20 de secunde rezerva minimă de stabilitate statică fiind tot pentru CET Suflete, de 16,64 %. Totuși, nivelul scăzut al tensiunii în insulă nu satisface, demonstrînd un reglaj inițial necorespunzător al sistemelor automate de excitație și de reglare a tensiunii (SEAE și RAT). Cel de-al treilea test a avut drept obiectiv simularea procesului de insularizare a "schemei roșii" în urma modificării mărimilor de consen ale SEAE și RAT cu care sînt echipate grupurile generatoare proprii.

c) Test 3 - În acest test s-a păstrat încărcarea "schemei roșii" obținută la testul 2 în regim staționar anteperturbație și s-au mărit mărimile de consen ale SEAE și RAT cu o valoare invers proporțională cu constantele de amplificarea sistemelor de excitație. Totodată, pentru reducerea circulației de putere pe linia de interconexiune a "schemei roșii" cu SEN s-a prevăzut, în nodul 101, o baterie de conden-

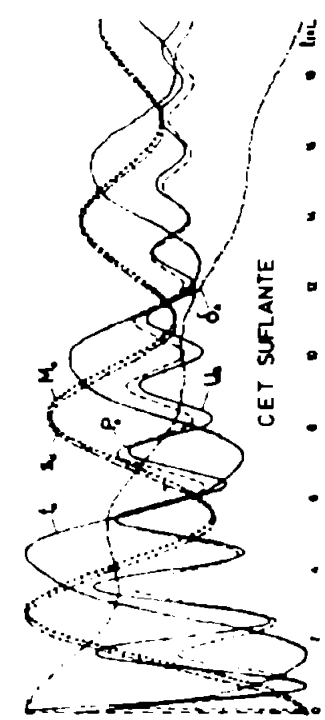


Fig. 6.4

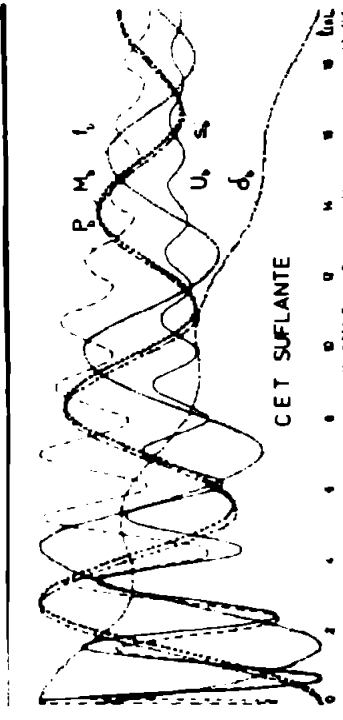


Fig. 6.7

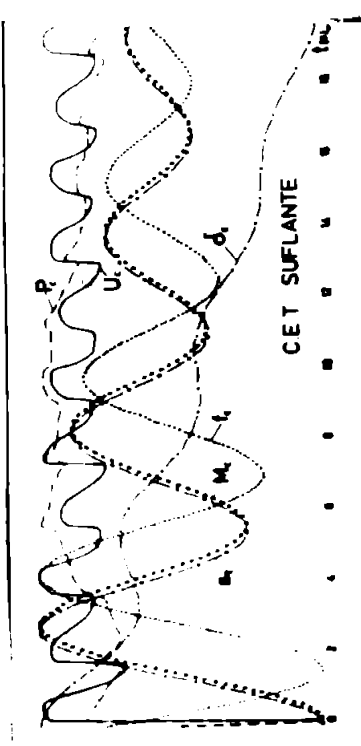


Fig. 6.10

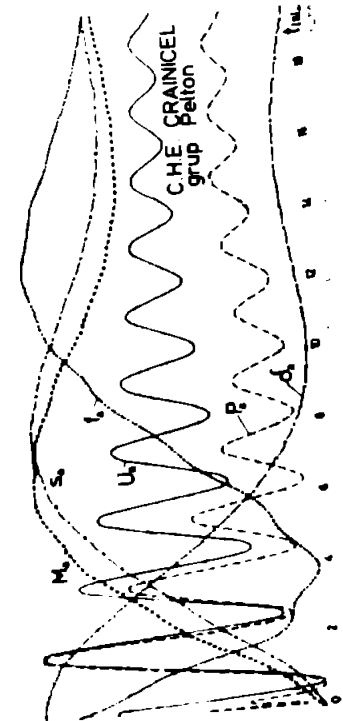


Fig. 6.5

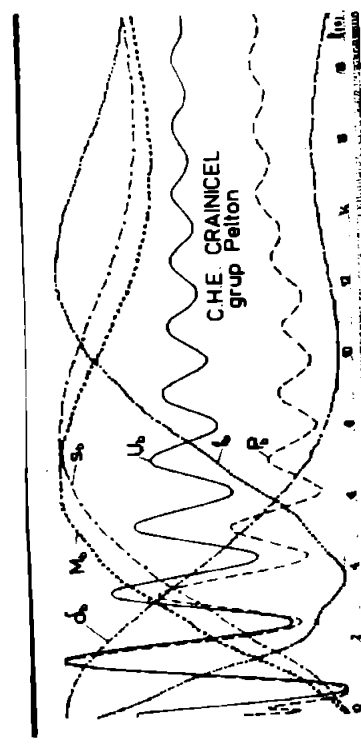


Fig. 6.8

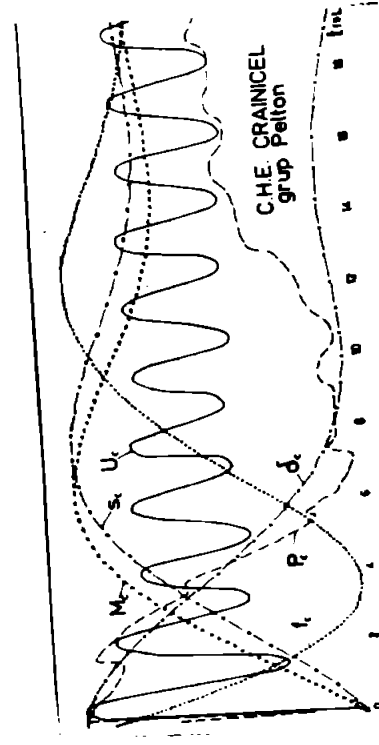


Fig. 6.11

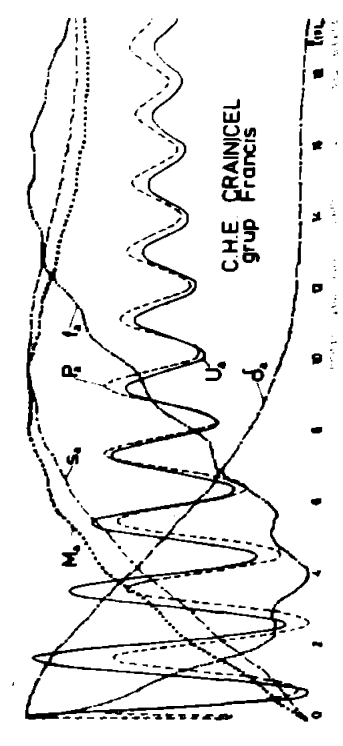


Fig. 6.6

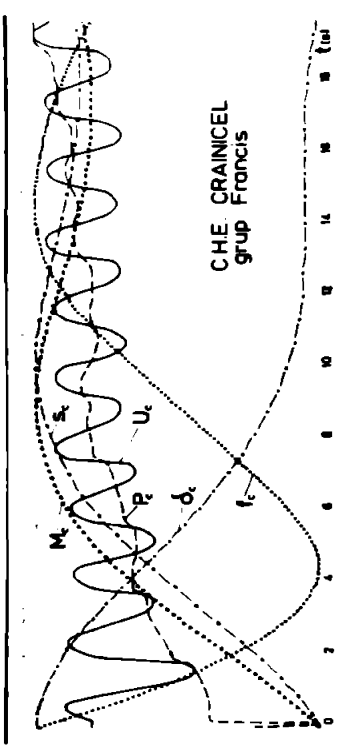


Fig. 6.9

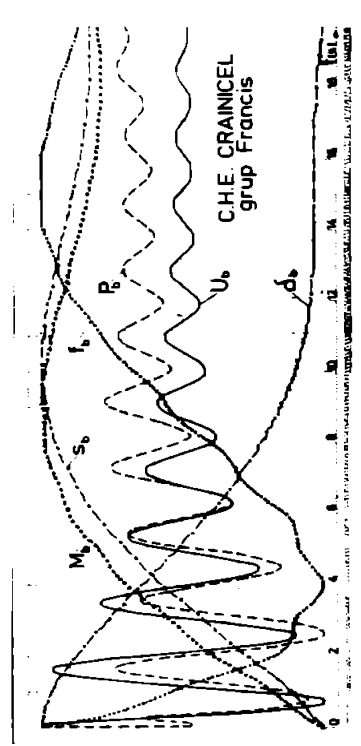


Fig. 6.12

TABLEUL I. Modificarea în timp a valorilor mărimilor electrice și mecanice ale generatorelor

T	CET Sufiante										CHE Crăiniceș-Pelton										CHE Crăiniceș-Francois									
	U /kV/	P /MW/	δ /grd/	ϵ /Hz/	M /m ³ /s/	U /kV/	P /MW/	δ /grd/	ϵ /Hz/	M /m ³ /s/	U /kV/	P /MW/	δ /grd/	ϵ /Hz/	M /m ³ /s/	U /kV/	P /MW/	δ /grd/	ϵ /Hz/	M /m ³ /s/	U /kV/	P /MW/	δ /grd/	ϵ /Hz/	M /m ³ /s/					
-	6.75	4.8	0.981	50	39.68	6.65	2.687	-0.66	50	3.478	7.027	0.471	-2.78	50	0.754															
+	6.62	10.8	0.981	50	39.68	6.623	4.547	-0.66	50	3.478	6.995	1.205	-2.71	60	0.754															
	6.47	7.183	2.539	50	39.68	6.524	3.466	0.766	50	3.478	6.874	0.774	-1.31	50	0.754															
	6.584	7.22	2.54	50	39.68	6.579	3.423	0.765	50	3.478	6.94	0.753	-1.31	50	0.754															
5	4.63	4.905	0.428	49.21	41.8	5.156	3.506	-1.01	49.43	4.741	4.937	0.234	-2.78	49.89	0.829															
	5.93	4.754	2.972	49.29	48.82	5.351	3.973	0.448	49.48	5.145	5.193	0.209	-1.37	49.9	0.789															
	6.758	8.53	1.93	49.00	46.24	6.653	3.814	0.375	49.35	5.562	7.055	0.979	-1.4	49.87	0.833															
10	5.372	7.416	-1.09	50.12	52.56	5.957	3.733	-7.204	48.62	9.511	5.58	0.438	-3.75	49.68	1.699															
	5.732	6.764	0.69	50.13	49.05	6.199	3.313	-5.05	48.75	8.588	5.867	0.408	-2.21	49.8	1.539															
	6.747	9.20	0.186	50.18	58.40	6.626	2.794	-5.07	48.78	8.492	7.04	1.3	-2.92	49.6	2.487															
15	5.33	7.496	-3.01	50.93	61.04	5.816	2.827	-11.17	50.12	7.568	5.55	0.676	-4.68	49.91	1.961															
	5.482	6.419	-1.06	50.96	58.84	5.865	2.384	-8.64	49.96	7.408	5.595	0.491	-3.02	49.93	1.798															
	6.772	9.55	-2.05	50.10	67.68	6.665	2.506	-8.31	49.98	7.176	7.09	1.546	-4.53	49.85	3.02															
20	5.87	7.719	-4.65	49.91	66.96	6.22	3.927	-10.23	50.07	6.544	5.926	0.817	-4.83	50.0	1.761															
	5.834	6.267	-2.54	49.92	63.55	6.08	3.029	-7.95	50.07	6.142	5.809	0.578	-3.15	50.0	1.586															
	6.742	8.765	-3.94	49.94	73.52	6.64	3.007	-7.74	50.01	6.072	7.06	1.59	-4.77	50.0	2.58															
20	5.403	7.042	-6.08	49.73	67.72	5.94	3.6	-11.01	49.72	6.912	5.664	0.747	-4.9	49.96	1.711															
	5.573	6.004	-3.81	49.76	62.88	6.008	3.062	-8.53	49.76	6.424	5.73	0.583	-3.21	49.97	1.534															
	6.768	8.48	-5.56	49.72	74.48	6.662	3.129	-8.53	49.73	6.496	7.09	1.77	-4.93	49.92	2.58															

setoare de $Q_0 = 2,0$ MVar .Separarea 'schemei reții' conduce la apariția unei insule consumatoare cu un deficit de putere generată activă de $P = 5,791$ MW și un deficit de putere consumată reactivă de $Q = 0,842$ MVar (datorită acțiunii bateriei de condensatoare). În urma separării, centralele proprii se încarcă astfel:

- C&T Suflante, de la 4,8 MW la 7,22 MW;
- CHE Crăiniceș, grupuri Pelton , de la 2,6871 MW la 3,423 MW;
- CHE Crăiniceș, grup Francis , de la 0,471 MW la 0,753 MW.

Are loc și în acest caz scăderea bruscă a tensiunilor la bornele generatoarelor, dar acțiunea RAT se face mult mai puternic cîntită astfel încît după cca 0,3 secunde de la separare, tensiunea în insulă este readusă la valori apropiate de cea inițială. Procesul tranzitoriu este mai puțin violent, dar încărcarea grupurilor este mai mare, fapt explicabil prin cererea mare de putere a consumatorilor care funcționează în regim de încărcare apropiată de cea normală. După 20 de secunde de la separare, regimul staționar postvarie care se profilează este foarte greu pentru toate centralele, care sînt suprasolicitate. În figurile 6.10, 6.11 și 6.12 se pot urmări modificările în timp ale mărimilor electrice și mecanice ale generatoarelor, iar în tabelul 6.1 sînt date valorile, din 5 în 5 secunde, ale acestor mărimi. Suprasolicitarea centrelor pune serioase probleme de funcționare stabilă demonstrînd necesitatea reducerii consumului din schema reții în regimul staționar anteperturbație.

6.5.1. Concluzii privind posibilitățile de insularizare ale 'schemei reții' din SE-C&H

Cu ajutorul programului de calcul SIMDIS s-au investigat cîteva variante de insularizare ale 'schemei reții' din cadrul SE-C&H. S-a demonstrat și teoretic faptul (cunoscut experimental prin experiențe de exploatare) că insularizarea este posibilă și cu această ocazie s-a putut valida și modelul matematic adoptat pentru generatoarele sincrone. Simularea a arătat însă, că pe termen scurt (20 de secunde) dinamica centrelor este neconcludentă pentru menținerea în continuare a stabilității insulei. Puternica încărcare a generatoarelor proprii și procesele lente, nestabilizate, ale mărimilor mecanice furnizate de instalațiile primare ale centrelor periclitează pe termen lung stabilitatea postperturbație a insulei. De aceea, extinderea scalei timpului de analiză, cu toate cunoștințele sale arătate în capitolele anterioare, este absolut necesară.

6.6. Programul de calcul SIMDIS pentru simularea dinamicii pe termen lung a unui sistem de GS interconectate

Programul de calcul SIMDIS a fost conceput pentru studii de di-

naemică pe termen lung a GS interconectate din cadrul unui SEE. La baza întocmirii programului de calcul au stat modelele matematice ale :

- instalațiilor termomecanice, descris de setul de ecuații 2.94;
- instalațiilor hidromecanice, descris de setul de ecuații 2.87;
- sistemelor de reglare a vitezei grupurilor termoelectrice dat de ecuațiile 2.91 și hidroelectrice, cu relațiile 2.92;
- generatoarelor sincrone și ale sistemelor lor automate de reglare a excitației și tensiunii, reprezentat prin ecuațiile 4.101;
- rețelei electrice, descris prin ecuațiile algebrice 3.10;
- consumatorilor, reprezentați prin caracteristicile statice din tabelul 5.3 funcție de tipul de consumator considerat.

Interconectarea acestor modele matematice și luarea în considerare a unei metode de analiză "pas cu pas" a stabilității SEE au permis elaborarea algoritmului de calcul pentru simularea DTL.

În principiu, algoritmul de calcul poate fi descris prin schema logică din figura 6.13.

După cum se observă și din figura 6.13, pentru acordarea modelelor matematice ale GS, SIAS și RAT care corespund fenomenelor electromagnetice rapide, cu modelele instalațiilor primare termo și hidromecanice, tributare unor fenomene fizice lente s-a impus utilizarea a doi pași diferiți de incrementare a timpului și anume : un pas de timp mic DTG, de maximum 0,1 secunde pentru modelul GS și un pas de timp mare, DT, de maximum 1 secundă pentru modelele instalațiilor primare. Deoarece s-a considerat că frecvența sistemului se modifică lent, corespunzător unui pas mare de timp, DT, recalcularea parametrilor rețelei cu frecvența precum și a puterilor activă și reactivă a consumatorilor conform caracteristicilor statice adoptate pentru aceștia și refacerea matricii de admitanță nodală augmentată $[Y]_N$ se face numai la epuizarea unui pas mare de timp. Considerarea a doi pași de timp diferiți cu repetarea, de un mare număr de ori a circulației de puteri mărește timpul de calcul, dar simularea câștigă în precizie, apropiindu-se mai mult de realitate.

Programul de calcul SILODIS este scris în limbaj FORTRAN IV pentru calculatoarele de tip FELIX C 256 sau FELIX C 512. El a fost conceput pentru un număr de 50 de noduri și 10 noduri generatoare și permite simularea DTL pentru un interval de timp de 200 de secunde, cu posibilități de extindere a scalei timpului. Memoria afectată la extindere maximă este de 78 de pagini. Programul permite întocmirea unor scenarii prestabilite cu maximum 10 perturbații diferite (scurtcircuit

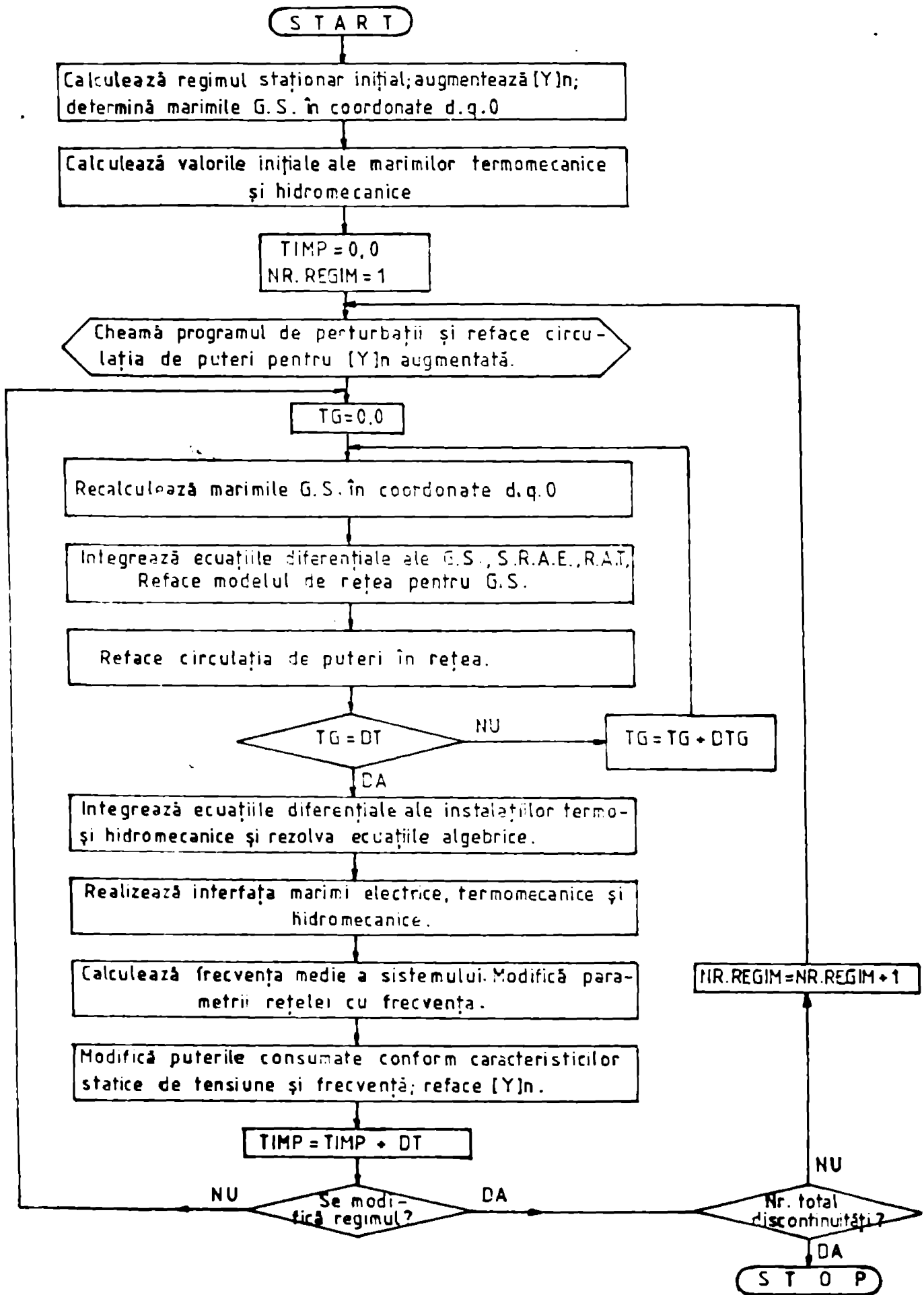


Fig.6.13. Algoritmul de calcul al programului SILDIS

te simetrice sau nesimetrice, întreruperi de linii, deconectări de consumatori sau de surse), dar are posibilitatea de a simula și implicit intervenția protecțiilor de tip DASU și DASf la consumatori. Programul se află înregistrat în biblioteca ELMECINT de pe discul BIBINS de la Centrul de Calcul Electronic al Institutului Politehnic "Traian Vuia" din Timișoara. El cuprinde un program principal și un număr de 23 de subprograme. Pentru o utilizare judicioasă a memoriei calculatorului programul a fost segmentat în 6 segmente de program și 4 segmente de date comune. Utilizarea programului nu necesită accesul la periferice suplimentare.

Datele care se introduc în program sînt relativ puține, se referă în special la date de catalog sau la parametri nominali și, în cea mai mare parte, nu necesită prelucrare anterioară.

Programul este simplu, ușor de minuit și rezultatele se obțin atât tabelar cît și grafic printr-o singură rulare.

Schema logică a programului SIMEDIS cu evidențierea principalelor subprograme utilizate este dată în figura 6.14.

Din figura 6.14 se poate observa că pe lângă subprogramele deja întîlnite în cadrul programului SIMEDIS, apar aici subprograme suplimentare care fie prelucreză datele referitoare la instalațiile primare, fie efectuează integrarea ecuațiilor diferențiale și rezolvarea ecuațiilor algebrice ale diferitelor modele matematice considerate după cum urmează:

- subprogramele DATTERM și DATEHYD permit citirea și scrierea datelor (parametrilor) instalațiilor primare termo, respectiv hidromecanice.

- subprogramele VALINTER și VALINHYD calculează și afișează valorile inițiale, în regim staționar anteperturbat al mărimilor termo și hidromecanice (presiuni, debite, poziții de vane, energii, etc.

- subprogramul SÖLECGEN calculează coeficienții ecuațiilor diferențiale ale modelelor matematice ale GS, SPAE și RAT, integrează ecuațiile diferențiale și reface circulația de puteri utilizînd pasul mic de incrementare a timpului, DTG, pînă cînd intervalul de timp propriu modelului GS atinge valoarea pasului mare de timp DT.

- subprogramele SÖLECTER și SÖLECHYD calculează coeficienții ecuațiilor diferențiale ale instalațiilor primare termo și hidromecanice, integrează ecuațiile diferențiale ale modelelor matematice aferente pentru un interval mare de timp, DT și realizează interfața mărimilor electrice, mecanice, termice și hidraulice pentru un nou pas de timp.

- subprogramul LISTARE afișează la imprimantă, sub formă de ta

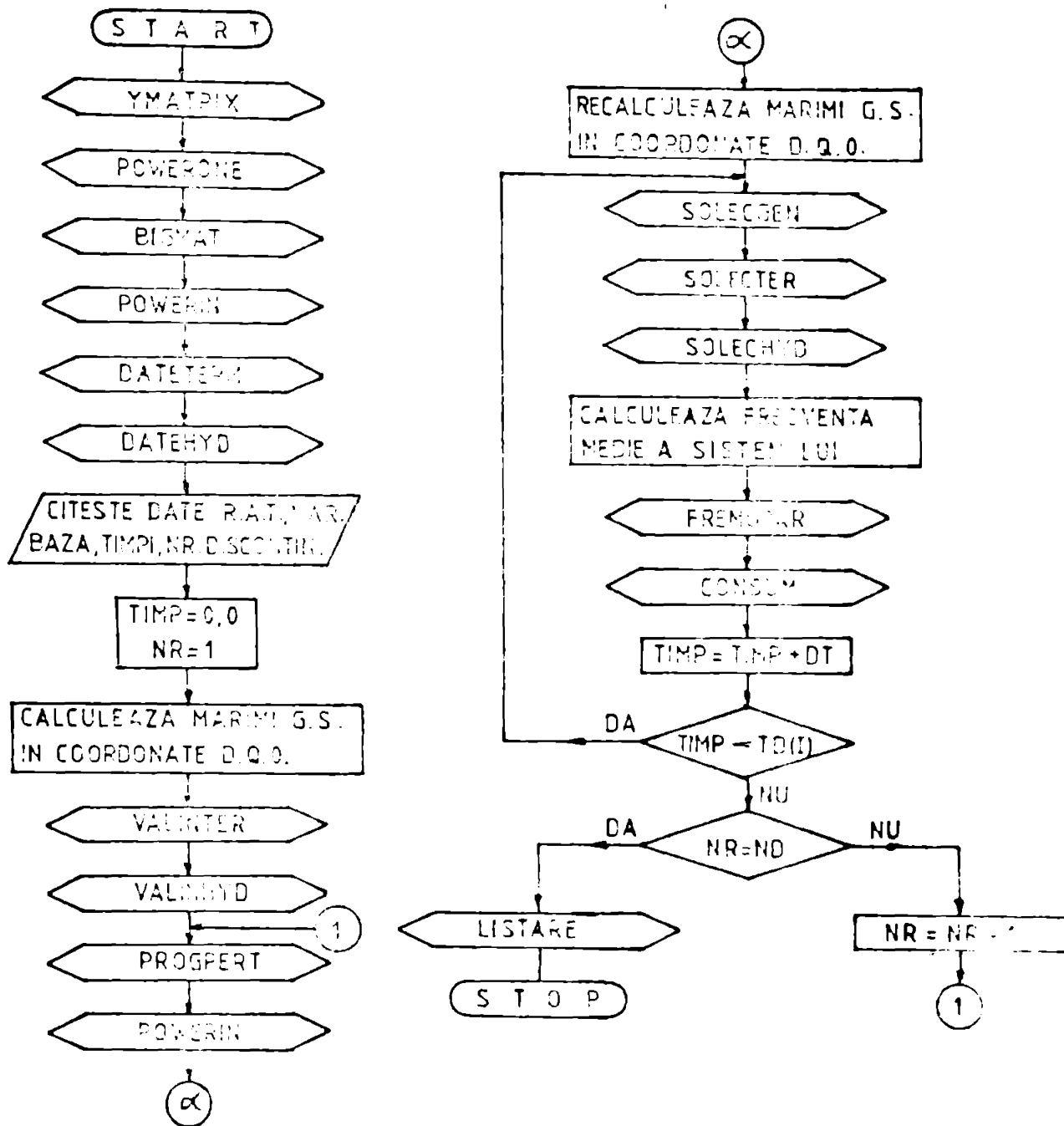


Fig.6.14. Schema logică a programului SILDIS

bel, pentru fiecare centrală, evoluția în timp din secundă în secundă a 9 mărimi electrice, mecanice, termice sau hidraulice (funcție de tipul centralei) și anume :

- pentru centrale termoelectrice: tensiunea la bornele generatoarelor, U , puterea electrică debitată, P , unghiul de stabilitate, δ , pulsația, ω , poziția ventilului de admisie a aburului la turbină, S_p , debitul de abur în corpul de înaltă presiune al turbinei m_{HP} , presiunea la ventilul de admisie, p_t , puterea mecanică a turbinei P_m și debitul de combustibil la cazan, D_Q .

- pentru centrale hidroelectrice: tensiunea la bornele generatoarelor, U , puterea electrică debitată, P , unghiul de stabilitate, δ , pulsația, ω , nivelul apei în castelul de echilibru, X , debitul de apă la turbină, Q_h , poziția vanei de admisie a apei la turbină, S_p , energia netă raportată la masă a apei, E_k și puterea mecanică, P_m .

6.7. Simularea unor procese de insularizare, în SE-CSR, pentru intervale lungi de timp

Cu ajutorul programului de calcul SILADIS s-au simulet două teste de insularizare a "schemei roșii" din cadrul SE-CS Regița urmărindu-se evoluția în timp a mărimilor electrice, mecanice, termice și hidraulice ale centralelor din zonă pe un interval de 120 de secunde de la momentul separării de SSB. Posibilitățile de insularizare s-au testat pentru două încărcări diferite ale consumatorilor din "schema roșie" la o aceeași încărcare a centralelor proprii. Acest lucru a determinat modificarea valorii puterii de schimb pe linia de interconexiune a "schemei roșii" cu SSB, între nodurile 1 și 101 (figura 6.2), în regimul staționar anteperturbație, fapt ce conduce la șocuri de putere diferite în momentul insularizării. În continuare se vor prezenta câteva detalii privind cele două teste de insularizare.

a) Test nr. 1 - Considerându-se încărcarea normală a consumatorilor din "schema roșie", în regim staționar anteperturbație, pe linia de interconexiune 1-101 (figura 6.2) circula dinapre SSB o putere de schimb de $P_{SSB} = 8,98 \text{ MW}$ și $Q_{SSB} = 0,748 \text{ MVar}$, puterea activă reprezentând 51% din puterea necesară în microzonă. În momentul separării de SSB, "schema roșie" se transformă într-o insulă consumatoare, deficitul de putere generată determinând încărcarea rapidă a centralelor proprii astfel:

- C&T Sufiante de la 4,8 MW la 10,708 MW;
- C&H Crăinicel, grupuri Pelton, de la 2,685 MW la 4,404 MW;
- C&H Crăinicel, grup Franvis, de la 0,468 MW la 1,55 MW.

Tensiunea la bornele generatoarelor începe să scadă, atingând după 1 secundă de la separare, valorile minime. Intervenția reglajelor de tensiune se face însă puternic simțită și după 3 secunde, tensiunea la borne se stabilizează în jurul unei valori medii.

Șocul de putere din momentul separării este resimțit și în instalațiile primare termice și hidromecanice ale centralelor a căror sistem de reglare intră în acțiune, dar mai lent, corespunzător constantelor mari de timp ale acestora. Începe procesul de deschidere a vanelor de admisie a agentului primar la turbine însoțit de creșterea debitelor și reducerea corespunzătoare a presiunilor. Debitul de combustibil la Centrala termoelectrică C&T Sufiante precum și nivelul apei în castelul de echilibru al Centralei hidroelectrice C&H Crăinicel

(grupul Francis) fiind mărimi cu o variație foarte lentă, încep să scadă, neputând urmării, în primele momente, modificările mai rapide ale celorlalte mărimi. Procesul de stabilizare a insulei este oscilant lent cu tendința de încărcare în contrafază a centralei termoelectrice față de centralele hidroelectrice. În tabelul 6.2 sînt date valorile, din 20 în 20 de secunde, ale mărimilor electrice și termomecanice ale C&T Sufiante, pentru un interval de 120 secunde de la momentul separării, iar în tabelul 6.3 se prezintă valorile obținute pentru mărimile electrice și hidromecanice ale C&H Crăinicel, grupurile Pelton, respectiv Francis. Evoluția în timp a mărimilor electrice, termomecanice și hidromecanice ale centralelor proprii este reprezentată grafic în figurile 6.16, 6.17 și 6.18. În aceste figuri s-au notat cu U - tensiunea la borne, P - puterea electrică debitată de centrală, f - frecvența proprie a grupurilor, δ - unghiul de stabilitate (poziția relativă a rotoarelor față de poziția fazorului tensiunii din nodul 1 corespunzător S&S), S_p - poziția vanelor de admisie a agentului primar, p_t - presiunea aburului la ventilul de admisie, în-debitul de abur la corpul de înaltă presiune al turbinei cu abur, D_q - debitul de combustibil la cazanul de abur, X - nivelul apei în castelul de echilibru, Q_h - debitul de apă la turbina hidro, E_k - energia specifică netă a apei la turbină, P_m - puterea mecanică a turbinei.

Urmărind atât tabelele 6.2 și 6.3, cât și figurile 6.16, 6.17 și 6.18 se constată că, după trecerea a 120 de secunde de la momentul separării de S&S regimul de funcționare al insulei este un regim foarte greu în care oscilațiile mărimilor mecanice în special, nu s-au stabilit existind pericolul pierderii stabilității insulei în următoarele minute datorită fluctuațiilor lente ale puterilor între centrale care conduc la încărcarea excesivă, într-o anumită perioadă de timp, a centralelor hidroelectrice și la scăderea frecvenței în insulă, așa cum se poate vedea și din fig.6.18.

b) Test nr.2 - Deoarece încărcarea normală a consumatorilor în regimul staționar anteperturbație conduce, în momentul separării microzonei, la un șoc de putere mare, puternic resimțit în toate elementele sistemului și cu efecte nedorite asupra stabilității insulei pe termen lung, profitându-se de configurația schemei electrice a S&S-C&H care permite o dublă alimentare a majorității consumatorilor, s-a imaginat un regim staționar anteperturbație cu consum redus în "schema roșie", prin transferul unei părți din puterea consumată de pe "schema roșie", pe "schema albastră". Consumul în "schema roșie" s-a modificat conform tabelului 6.4. Aceaste a condus la modificarea tensiunilor în noduri și a circulației

TABELUL 6.2. Modificarea principalelor mărimi la C&T Suflante

Time	Test	U /kV/	P /MW/	δ /grd/	f /Hz/	S_p /u.r.n/	\dot{m}_{HP} /t/h/	P_1 10^5 /N/m ³ /	P_m /MW/
0 ₋	-	6,75	4,83	1,22	50	0,048	39,68	23,76	4,83
0 ₊	a	6,65	10,71	0,93	50	0,048	39,68	23,76	4,83
	b	6,57	4,75	4,95	50	0,048	39,68	23,76	4,83
1	a	5,77	7,86	0,21	49,59	0,097	47,85	23,72	5,012
	b	5,91	4,05	4,98	50,07	0,051	27,39	23,72	4,167
20	a	6,016	8,14	-9,99	49,62	0,104	48,18	20,70	6,615
	b	6,107	3,734	3,55	49,91	0,065	31,68	18,68	3,755
40	a	6,043	7,959	-24,21	49,43	0,173	69,30	17,21	8,617
	b	6,105	3,53	0,634	49,86	0,0801	32,67	17,67	3,857
60	a	6,003	6,84	-38,31	49,53	0,139	45,37	14,29	6,249
	b	6,203	3,249	-2,37	49,89	0,0673	22,85	14,87	2,991
80	a	5,988	6,256	-56,3	49,2	0,216	58,90	13,75	6,858
	b	6,107	3,152	-6,94	49,73	0,1015	29,12	12,49	3,292
100	a	5,99	5,906	-76,09	49,19	0,21	47,03	9,72	5,9
	b	6,103	2,784	-11,81	49,8	0,0905	22,27	10,69	2,9
120	a	6,01	5,98	-96,78	49,09	0,22	40,42	7,92	5,105
	b	6,094	2,711	-18,22	49,69	0,105	21,45	8,89	2,504

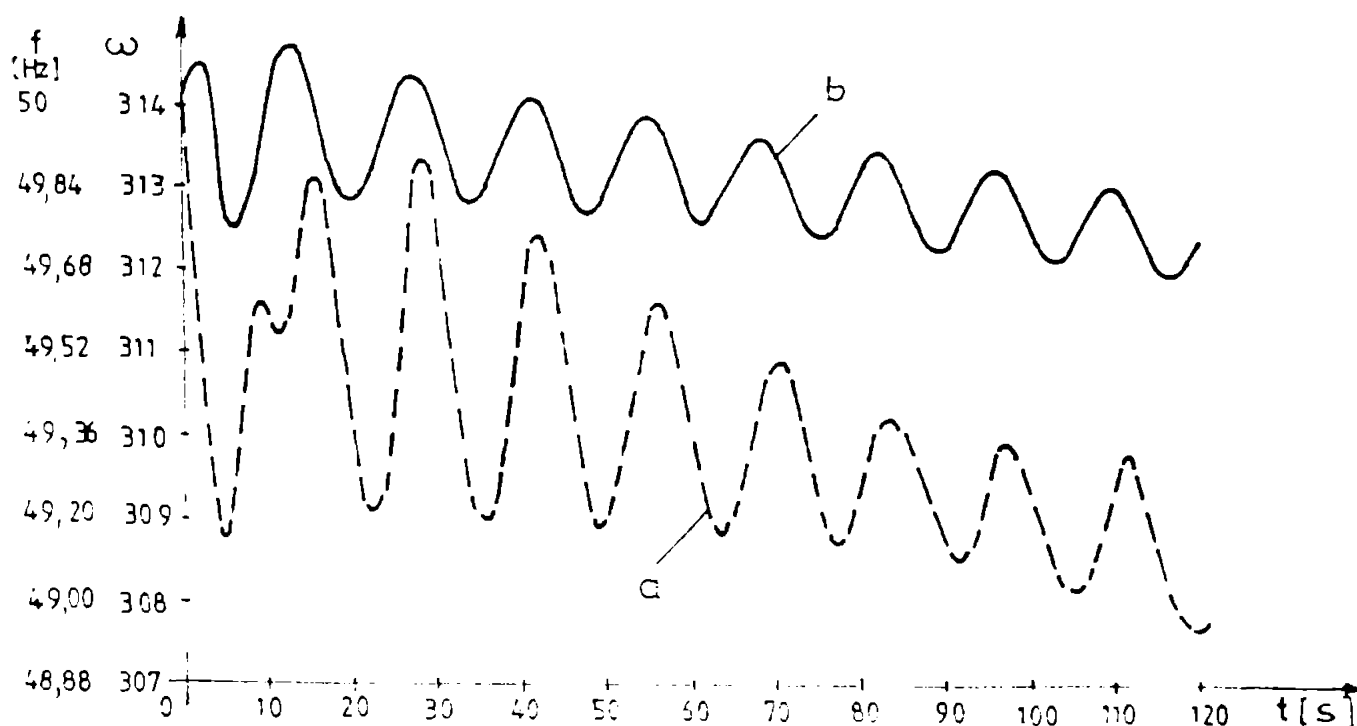


Fig.6.15, Variația frecvenței medii a sistemului

TABELUL 6.3. Modificarea în timp a valorilor principalelor mărimi la centralele hidroelectrice

T i m p	CHS CRĂNICEL, GRUPUL PALEŢIŢI										CHS CRĂNICEL, GRUP FRANCIS									
	U /kV/	P /MW/	δ /grd/	f /Hz/	I /m/	Q _g /m ³ / s/	S _p /u.r./ m/	δ_k /m ³ / kg/	P _m /MW/	U /kV/	P /MW/	δ /grd/	f /Hz/	X /m/	Q _g /m ³ / s/	S _p /u.r./ m/	δ_k /kJ/ kg/	P _m /MW/		
0	6,65	2,68	6,28	50	-	3,47	1,0	4,74	2,68	7,02	0,47	2,56	50	0,0	0,75	1	0,58	0,47		
0*	6,63	4,40	-0,43	50	-	3,47	1	4,74	2,68	7,01	1,55	-3,36	50	0,0	0,75	1	0,58			
	6,56	2,70	6,28	50	-	3,47	1	4,74	2,68	6,92	0,42	2,55	50	0,0	0,75	1	0,58	0,47		
1	5,85	3,59	-0,50	49,91	-	3,43	0,95	4,23	4,88	5,98	0,25	-3,40	49,93	0,0	1,99	0,99	0,58	0,79		
	5,93	2,35	6,30	50,02	-	3,45	0,97	4,85	4,03	6,10	0,33	2,55	50	0,0	1,99	0,99	0,58	0,47		
20	6,24	3,87	-11,98	48,64	-	3,53	1,03	4,62	3,18	6,12	1,28	-10,90	49,79	-0,06	2,01	1,00	0,58	1,28		
	6,25	2,92	6,31	49,75	-	3,46	1,00	4,70	1,79	6,24	0,49	2,95	50,06	-0,00	1,99	0,99	0,58	0,52		
40	6,25	3,79	-25,48	50,09	-	3,83	1,00	4,82	5,25	6,16	1,95	-20,63	49,43	-0,14	2,01	1,01	0,57	0,85		
	6,25	2,86	3,76	50,18	-	3,47	0,99	4,76	3,00	6,25	0,73	2,36	49,96	-0,00	1,99	0,99	0,57	0,28		
60	6,25	4,04	-36,38	49,17	-	3,49	1,01	4,67	2,43	6,15	1,67	-34,48	49,42	-0,21	2,03	1,02	0,57	2,60		
	6,25	3,08	1,83	49,68	-	3,48	1,00	4,70	2,54	6,23	0,68	-0,34	49,84	-0,02	2,00	1,00	0,57	0,90		
80	6,25	4,03	-54,33	49,39	-	4,25	1,02	4,76	5,89	6,16	2,22	-48,63	49,46	-0,23	2,02	1,01	0,57	1,78		
	6,24	3,02	-2,52	49,99	-	3,49	1,00	4,76	3,69	6,24	0,92	-3,34	49,85	-0,04	2,00	1,00	0,57	0,69		
100	6,24	5,1	-70,2	49,34	-	3,48	1,00	4,72	2,94	6,17	2,38	-66,03	49,21	-0,20	2,01	1,02	0,57	2,46		
	6,24	3,38	-5,72	49,89	-	3,46	0,99	4,72	2,37	6,26	0,93	-7,85	49,79	-0,06	2,01	1,00	0,57	1,08		
120	6,23	4,79	-92,45	48,83	-	4,49	1,03	4,73	6,34	6,16	2,76	-85,51	49,23	-0,17	2,03	1,02	0,57	2,35		
	6,27	3,22	-12,95	49,77	-	3,82	1,01	4,75	4,14	6,27	1,15	-13,00	49,78	-0,07	2,00	1,00	0,57	0,92		

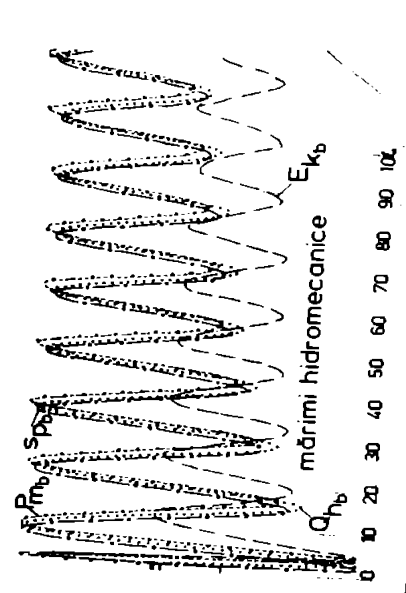
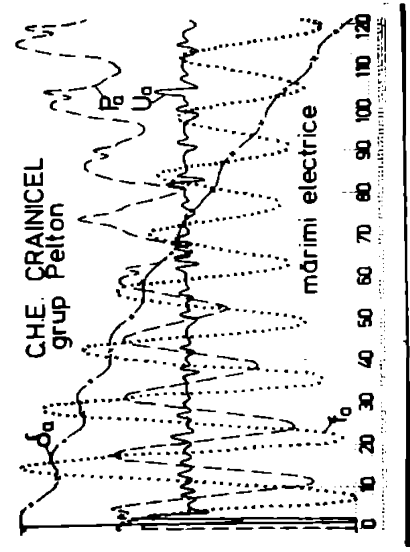


Fig. 6.16

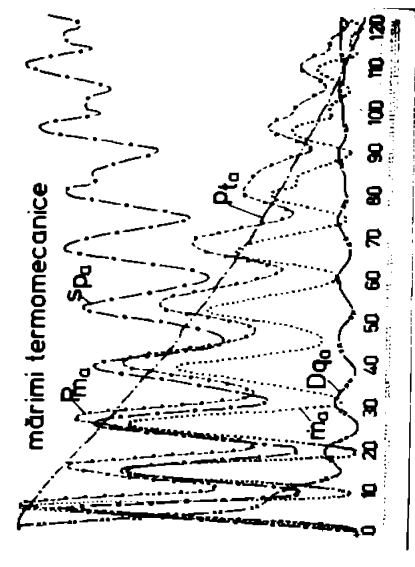
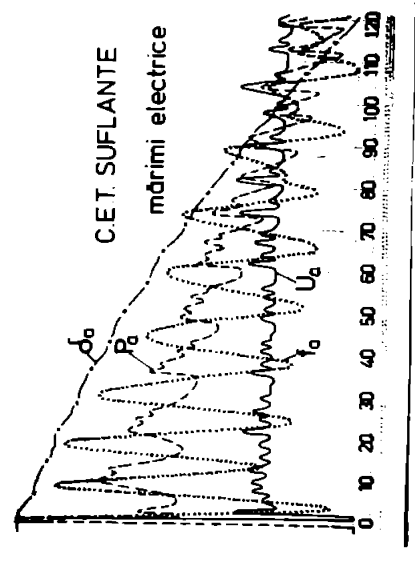


Fig. 6.17

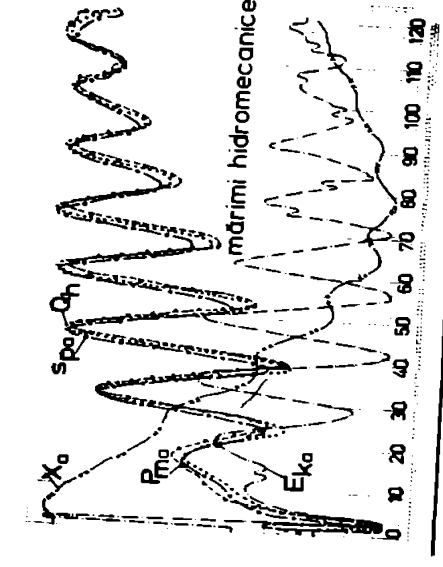
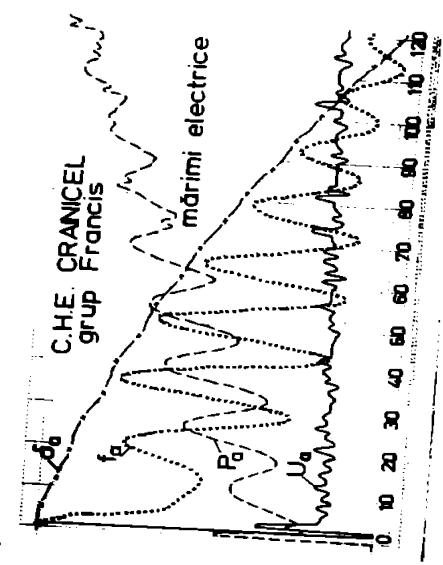


Fig. 6.18

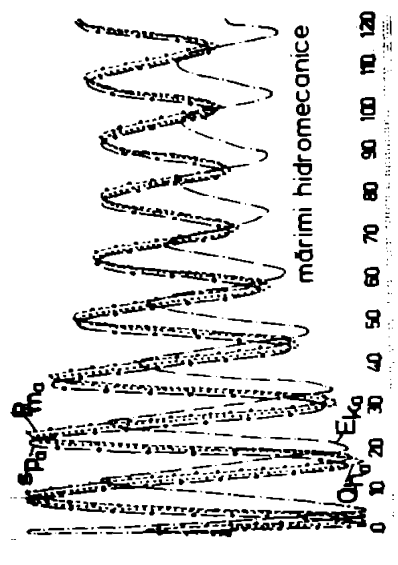
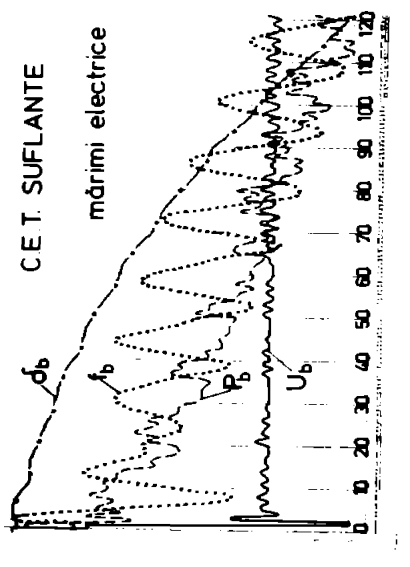


Fig. 6.19

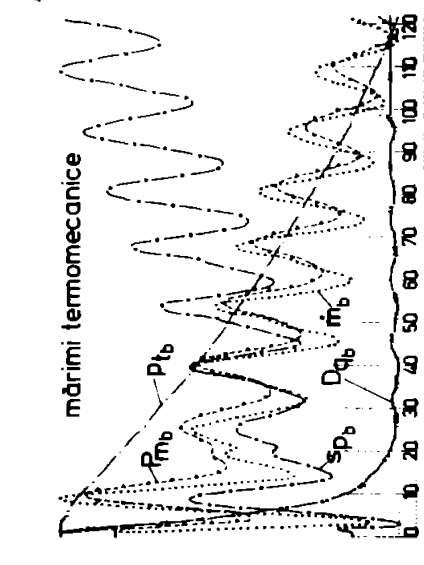
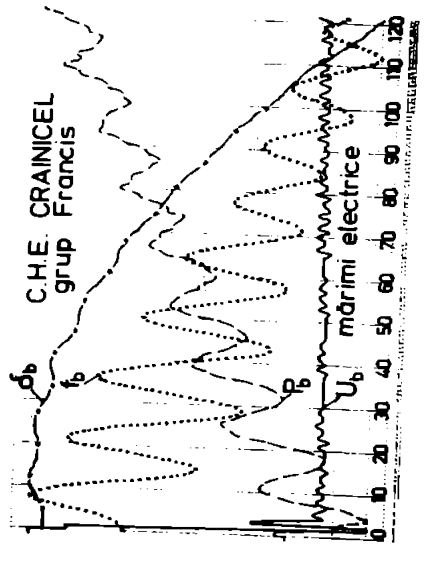


Fig. 6.20

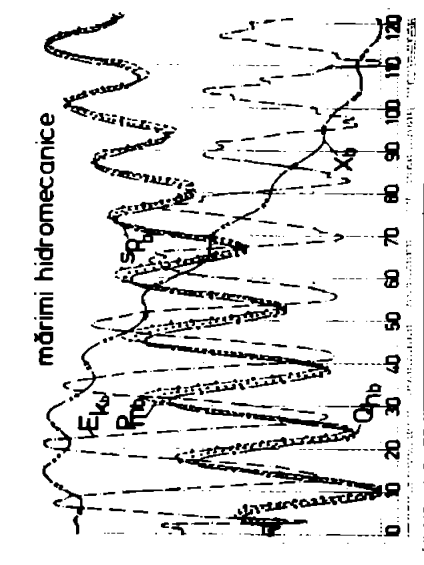
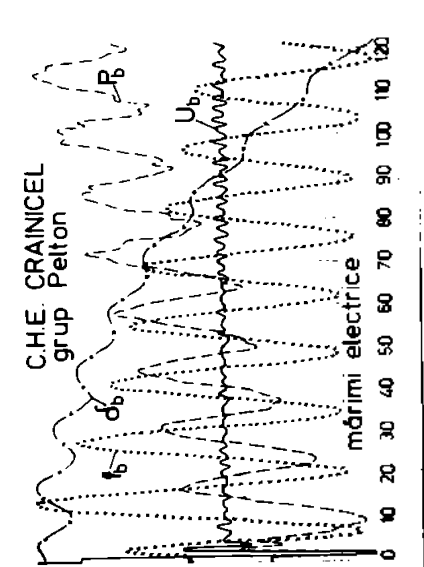


Fig. 6.21

puteri pe laturile microzonei astfel incit pe linia de interconexiune
 sa circule o putere de schimb de $P_{sch} = 0,631 \text{ MW}$ și $Q = 1,993 \text{ MVAR}$
 reprezentand, pe partea activă, 7,38% din necesarul de putere in zonă.

TEBLUL 6.4. Noile valori ale puterilor și tensiunilor in noduri

r.nod	Putere generată		Putere consumată		Tensiunea U /kV/
	P /MW/	Q /MVAR/	P_c /MW/	Q_c /MVAR/	
1	0,631	1,993	-	-	115,788
2	4,83	3,52	1,003	0,485	6,75
3	2,687	1,643	1,765	0,85	6,65
4	0,471	0,197	0,017	0,001	7,02
101	-	-	-	-	15,75
102	-	-	1,464	0,708	6,742
103	-	-	1,119	0,542	6,734
104	-	-	1,722	0,833	6,735
105	-	-	-	-	6,728
106	-	-	1,087	0,526	6,73
107	-	-	-	-	36,398
108	-	-	-	-	36,398
109	-	-	-	-	36,443
110	-	-	-	-	36,39
111	-	-	0,374	0,181	6,72

Si in acest caz, in momentul producerii separării schemei reții
 la SBA prin deconectarea intrerupătorului I_1 are loc modificarea bruscă
 încărcării generatoarelor sincrone proprii, dar șocul de putere este
 nu puțin violent, generatoarele putind prelua cu ușurință supra sarcina
 restată prin desprinderea insulei și anume :

- CBT Suflete, de la 4,837 MW la 4,749 MW;
- CHE Crăiniceș, grupuri Pelton, de la 2,687 MW la 2,702 MW;
- CHE Crăiniceș, grup Francis, de la 0,471 MW la 0,497 MW.

Așa cum se observă din tabelul 6.5 și din figurile 6.19, 6.20 și
 6.21, tensiunea la bornele generatoarelor începe să scadă, dar interven-
 ția SBA și FAT stabilizează tensiunea la o valoare medie suficient de
 ridicată, după aproximativ 3 secunde. Pozițiile relative ale rotoarelor
 generatoarelor oscilează sincron și se îndepărtează de poziția fazorului
 tensiunii din nodul sistemului. Instalațiile primare sînt perturbate și
 încep să acționeze pentru acordarea puterii mecanice cu puterea electri-
 că cerută in microzonă. Procesul este oscilant lent și conduce, după
 20 secunde de la momentul separării, spre un regim postvarie cu ten-

dințe de stabilizare, mai ales că centralele proprii termice și hidro-electrice, deși se încarcă în contrafază, nu depășesc puterile nominale ale grupurilor. Prevența sistemului, deși mai scăzută decât în regimul staționar anteperturbație are tendința de stabilizare, cum se vede din figura 6.18.

În concluzie se poate afirma că există posibilitatea obținerii unor regimuri de funcționare insulară, stabile pe termen lung, ale microzonei corespunzătoare "schemei reșii" din cadrul SE-CSR, reușita insularizării depinzând însă mult de nivelul de încărcare a consumatorilor în regimul staționar inițial (care impune valoarea puterii de schimb pe linie de interconexiune). Instalațiile primare influențează puternic stabilitatea insulei prin dinamica lor lentă care se manifestă în regimurile grele postavarie. Tocmai de aceea se remarcă încă o dată, și practic, utilitatea luării în considerare a instalațiilor primare și extinderii scalei timpului în studiile proceselor de insularizare ale microzonelor din cadrul unui SEB. Programul de calcul SILDIS, prin varietatea posibilității de simulare pe care le oferă, constituie un mijloc util și facil de analiză a proceselor dinamice pe termen lung care pot să apară în cadrul unui sistem de generatoare sincrone interconectate.

6.8. Concluzii

Capitolul 6 conține partea aplicativă, practică, a problemelor teoretice tratate în capitolele anterioare. Modelele matematice elaborate pentru principalele elemente componente ale unui sistem energetic, de la alimentarea cu energie primară până la consumatori au fost interconectate întocmindu-se algoritmi și programe de calcul pentru calculatorul numeric, în vederea simulării proceselor dinamice pe termen mediu și pe termen lung care pot să apară într-un astfel de sistem.

Pentru analiza concretă a acestor procese și pentru testarea programelor de calcul s-a luat în considerare un sistem energetic real. Sistemul energetic al Combinatului Siderurgic Reșița pe care s-au realizat mai multe teste de simulare a unor procese de insularizare. Rezultatele obținute, în concordanță cu practica de exploatare au subliniat validitatea modelelor matematice, algoritmilor și programelor de calcul elaborate și utilitatea unor astfel de studii pentru o mai bună cunoaștere a posibilităților de exploatare ale sistemului. În cadrul acestui capitol, autorul a avut următoarele contribuții originale :

- culegerea și prelucrarea datelor inițiale pentru Sistemul energetic al C.S. Reșița ;
- întocmirea schemei electrice a SE-CSReșița cu evidențierea celor două

- microzone, a consumatorilor și surselor proprii fiecăreia dintre ele;
- efectuarea circulației de puteri și obținerea regimului staționar normal, anteperturbație a SE-CS_i;
- întocmirea algoritmului și programului de calcul SIMEDIS pentru simularea proceselor dinamice pe termen scurt și mediu ale unui SE_i;
- aplicarea programului de calcul SIMEDIS la simularea procesului de insularizare a unei microzone a SE-CS_h care a permis validarea modelului matematic al generatorului sincron, a demonstrat posibilitățile de insularizare ale microzonei și a arătat necesitatea extinderii scalei timpului de simulare;
- întocmirea algoritmului și programului de calcul SILODIS pentru simularea proceselor dinamice pe termen lung ale unui SE_E;
- utilizarea programului de calcul SILODIS pentru două situații distincte de insularizare a unei microzone a SE-CS_E cu urmărirea fenomenelor electrice, mecanice, termice și hidraulice pe un interval de 120 de secunde din momentul separării acesteia de SE_E și evidențierea rolului instalațiilor primare ale centrelor în regimurile grele, postavarie ale unui SE_E.

Cap.VII. CONCLUZII GENERALE

Tema lucrării se încadrează în preocupările actuale legate de creșterea gradului de cunoaștere a comportării dinamice a unui sistem de mașini sincrone interconectate, iar abordarea ei s-a făcut în contextul cercetării aspectelor pe care le implică extinderea scalei timpului de analiză cu luarea în considerare a influențelor instalațiilor primare termo și hidromecanice asupra procesului dinamic. Problemele teoretice și practice prezentate în lucrare, rezultatele obținute în urma soluționării lor, evidențiază o serie de concluzii și deschid noi perspective de studiu și de aprofundare a cercetărilor în domeniul abordat. Aceste concluzii se referă atât la problemele de stabilitate ale sistemului electroenergetic în ansamblu, cât și la modul de realizare a modelelor matematice pentru elementele de sistem, întocmirea algoritmilor și programelor de calcul pentru soluționarea problemelor propuse și testarea acestora pe un sistem electroenergetic real.

În ce privește analiza stabilității unui sistem de generatoare sincrone interconectate se pot preciza următoarele :

a) analiza stabilității tranzitorii pe un interval de 3-4 secunde de la apariția unei perturbații nu este suficientă pentru o bună cunoaștere a comportării S&E în procesul de stabilizare a regimului post-avarie, extinderea scalei timpului de analiză fiind prioritar necesară;

b) creșterea timpului de analiză impune extinderea modelizării asupra elementelor de sistem de pe linia amonte-aval a generatorului sincron impunând luarea în considerare a instalațiilor primare și creșterea complexității modelelor de consumatori;

c) În funcție de mărimea timpului de analiză, și contribuția elementelor componente ale instalațiilor primare la evoluția procesului dinamic postperturbație este diferențiată, fapt ce permite ca pe termen scurt (10 sec.) sau mediu (40-50 sec.) să se poată renunța la modelizarea elementelor din cadrul instalațiilor primare, care au constante de timp foarte mari (casane, amenajări hidro, etc.), iar în cadrul simulării să se utilizeze un singur pas de timp, suficient de mic pentru a putea considera generatorul sincron printr-un model complex.

d) în cazul studiilor de dinamică pe termen mediu și pe termen lung (ordinul minutelor) își fac simțită prezența fenomenele din fierul mașinilor electrice, conducând la modificarea corespunzătoare a modelelor "clasice" ale generatoarelor sincrone și transformatoarelor;

e) pe termen lung, frecvența sistemului nu mai este constantă, e

influențând parametrii reactivi ai generatoarelor sincrone și rețelei electrice și valoarea puterii absorbite de consumatori;

f) în simularea dinamică pe termen lung trebuie avut în vedere faptul că cu creșterea timpului, asupra generatoarelor sincrone se face tot mai mult simțită influența instalațiilor primare, conducând la un regim dinamic pentru acestea. Fenomenele electromagnetice din GS fiind rapide, iar fenomenele termo și hidromecanice din instalațiile primare fiind lente se impune utilizarea, în simulare, a doi pași de incrementare a timpului, diferiți, unul mic pentru GS și unul mare, pentru instalațiile primare și realizarea interfeței mărimilor electrice și mecanice la stingerea fiecărui pas mare de timp;

g) conceptul de dinamică pe termen lung (DTL) utilizat în mod "clasic" la analiza sistemelor electroenergetice vaste și interconectate poate fi extins și aplicat și în cazul analizei unor microzone echipate cu surse proprii, care se insularizează în urma unor avarii produse în sistemul suveran sau pe linia de interconexiune cu acesta.

h) aplicarea practică, pe un sistem concret a simulării proceselor dinamice pe termen lung rezultate în urma insularizării unei microzone prevăzută cu surse proprii conduce la rezultate foarte asemănătoare cu experiența practicii de exploatare a sistemului, demonstrând influențele pe care le au instalațiile primare, reglajele acestora, asupra fenomenelor de stabilizare a regimului postperturbație, iar cunoașterea acestor influențe permite adoptarea unor strategii de exploatare care să diminueze șocul inițial de putere, produs la separare cit și durata și amplitudinea oscilațiilor mărimilor electrice și mecanice în regimul dinamic.

Realizarea modelelor matematice ale elementelor de sistem a fost posibilă cu concursul bibliografiei de specialitate parcurse, dar în multe privințe ea poartă amprenta originalității. Algoritmii de calcul, întocmirea programelor de calcul și aplicarea lor pentru un sistem energetic concret sînt originale și reprezintă un mijloc simplu și util de studiu a marilor platforme industriale prevăzute cu surse proprii atât în regim staționar cit și în regimurile dinamice de insularizare. O sinteză a contribuțiilor care au fost aduse la întocmirea și analiza modelelor matematice ale elementelor sistemului energetic și a algoritmilor de calcul arată că autorul :

a) a propus un nou model de reprezentare a generatorului de abur printr-o funcție de transfer cu întârziere de ordinul I și l-a testat în comparație cu modelele cunoscute, utilizînd un program de calcul original, FASTAN pentru studiul răspunsului în timp a funcțiilor de transfer;

- b) a reprezentat sintetic și a scris analitic ecuațiile automatizărilor cazanului de abur ;
- c) reconsiderând modelul matematic al instalațiilor hidromecanice a elaborat un nou model și a scris analitic setul de ecuații diferențiale și algebrice corespunzătoare;
- d) a conceput cîte o reprezentare generală pentru fiecare tip de instalații primare atît termo- cît și hidromecanice și a scris ecuațiile algebro-diferențiale aferente;
- e) a elaborat algoritmi, a conceput și a testat programele de calcul TERMØ și HYDRØ pentru comportarea dinamică a instalațiilor primare ale centrelor termoelectrice și hidroelectrice pe un interval de 200 de secunde de la apariția unei perturbații de tip semnal treaptă considerată pe partea electrică a centrelor;
- f) a conceput algoritmi de simulare a trei tipuri de protecții prin relee (de frecvență minimă, de tensiune minimă și de distanță);
- g) a făcut analiză detaliată a fenomenelor din miezul feromagnetic al generatoarelor sincrone arătînd modul în care acestea influențează dinamica generatorului sincron în diferite perioade ale proceselor tranzitorii;
- h) a reconsiderat ecuația de mișcare a generatorului sincron în regim tranzitoriu prin introducerea unui termen suplimentar cu caracter amortizant datorat curenților turbionari;
- i) a definit noțiunea de comportare tranzitorie lentă a generatorului sincron în regim dinamic întocmind algoritmul și modelul matematic al generatorului sincron în acest regim;
- j) a conceput programul de calcul ANAAT și a efectuat analiza numerică comparativă a diferitelor sisteme de RAE și EAT cu scopul găsirii unui model general aplicabil în studiile de dinamică pe termen lung;
- k) a făcut analize și sinteza consumatorilor la nivelul unui S&E, a propus gruparea consumatorilor în cinci grupe de consum funcție de nivelul de dezvoltare industrială și mărimea aglomerației urbane și a scris, pentru fiecare grupă de consum, expresiile caracteristicilor statice generale de tensiune și frecvență;
- l) cu ajutorul programului original LETEMONI a analizat comparativ influența modului de reprezentare "clasic" și prin caracteristici statice generale, a consumatorilor asupra fenomenelor dinamice dintr-un S&E;
- m) a cules și prelucrat datele inițiale referitoare la sistemul energetic al Combinatului Siderurgic Reșița utilizat în continuare ca

sistem test pentru simularea proceselor dinamice pe termen mediu și pe termen lung;

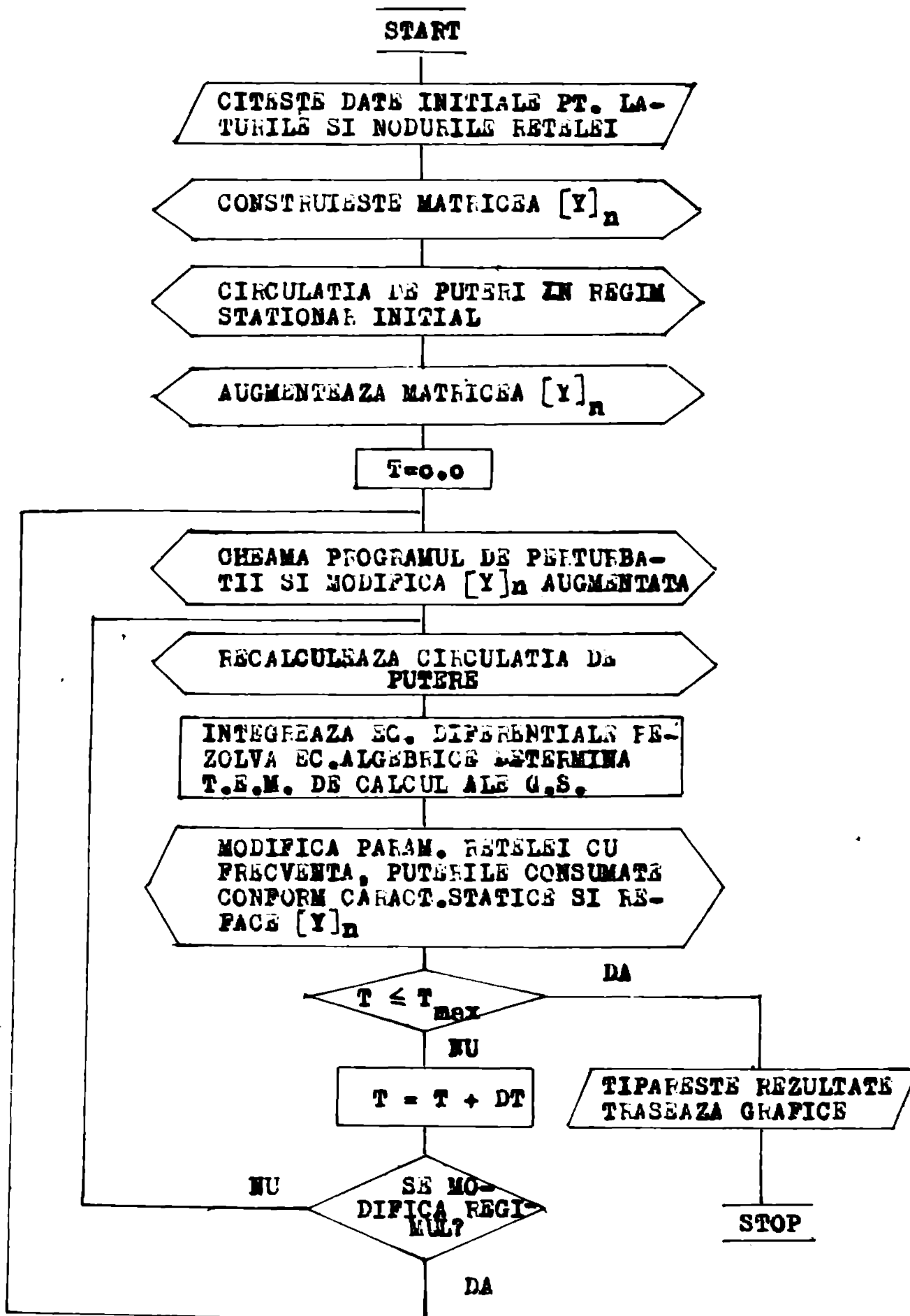
n) a întocmit algoritmul și programul de calcul SIMEDIS cu ajutorul căruia s-a analizat dinamica pe termen mediu, în trei regimuri diferite, în procesul de insularizare a unei microzone din cadrul SE-CS Reșița;

o) a elaborat algoritmul și programul de calcul SIMODIS pentru studii de dinamică pe termen lung, pe care l-a utilizat pentru simularea insularizării unei microzone prevăzută cu surse proprii din cadrul SE- CS Reșița efectuând analiza proceselor dinamice pentru două regimuri de încărcare diferite, pe un interval de 120 secunde.

Prezenta lucrare deschide noi perspective de continuare și aprofundare a cercetărilor în domeniul dinamicii pe termen lung și anume :

- a) modelele și programele elaborate creează posibilitatea extinderii studiilor de stabilitate DFL la nivelul unor zone de interes pentru SEEN cît și pentru întregul SEEN ;
- b) cercetările efectuate pe una din microzonele SE- CS Reșița, rezultatele obținute, constituie elementele de sprijin pentru extrapolarea studiilor și pentru cealaltă microzonă în condițiile amplificării curselor proprii și apariției unor noi consumatori vitali.
- c) lucrarea oferă o bază de plecare pentru cercetări privind dezvoltarea unor sisteme energetice aferente marilor platforme industriale și constituie sursa unui contract de cercetare pe termen lung între Institutul Politehnic Timișoara, Facultatea de Electrotehnică, Catedra de electroenergetică și Combinatul Siderurgic Reșița.

ANEXA A1. Schema logică de principiu a programului de calcul LTEMONI



ANEXA A2. Date inițiale și parametri calculați pentru elementele de sistem ale Să - CS Regița

TABELUL A 2.1. Datele nominale ale generatoarelor proprii

Centrale	S_n /MVA/	P_n /MW/	U_n /kV/	$\cos\varphi_n$	$\cos\varphi_{min}$	X_d^{*}	X_d^{**}	X_d^{\prime}	X_q^{\prime}	T /s/	T'_{do} /s/	Nr. gener.
CET Suflante	9	7,2	6,3	0,8	0,98	0,14	0,2	1,12	1,1	5,9	4,8	2
CHE Crâinicel Pelton	4,2	2,94	6,6	0,7	1,0	0,22	0,2	0,91	0,5	4,7	5,5	2
CHE Crâinicel Francis	1,7	1,19	6,6	0,7	1,0	0,2	0,2	0,82	0,5	4,5	5,1	3
CHE Grebla	6,8	5,44	6,3	0,8	1,0	0,22	0,2	1,57	0,5	5,4	5,8	2

TABELUL A 2.2. Parametri electrici și mecanici calculați pentru GS

Centrale	Generator	Stație	X_d^* /Ω/	X_d^{**} /Ω/	X_d^{\prime} /Ω/	X_q^{\prime} /Ω/	T /s/	$M \times 10^6$ /kgm ² /s/	D_I /MJ/rot
CET Suflante	TG1	ST34	0,62	0,88	4,93	4,93	5,9	0,1353	0,0812
	TG 2	ST34	0,62	0,88	4,93	4,93	5,9	0,1355	0,0812
CHE Crâinicel Pelton	$P_1 + P_2$	ST31	1,14	1,48	4,71	2,87	4,7	0,088	0,0528
CHE Crâinicel Francis	P_1	ST31	2,56	3,33	10,50	6,40	4,5	0,017	0,0102
CHE Grebla	HG 1	ST28	1,39	1,67	4,57	3,23	5,4	0,0935	0,0561

TABELUL A 2.3. Date nominale pentru transformatoare

Stație	Nr. buc	S_n /MVA/	U_{ni}/U_{nj} /kV/	Nr. prize	U /kV/	Conexiune	u_{sc} /%/	P_{Cu} /kW/	P_{Fe} /kW/	i_0 %
ST 54	2	16	110/6,6	±9	1,78	$Y_0/\Delta-11$	11,1	94	20	1,5
ST55	2	25	110/6,6	±9	1,78	$Y_0/\Delta-11$	16,22	130	30	1
ST 56	2	40	110/11	±9	1,79	$Y_0/\Delta-11$	12	176	35	0,5
ST 58	2	10	10/6	-	-	$Y_0/\Delta-5$	6,75	69	19	1,0
ST 1	2	7,5	38,5/6,3	±1	5	Y_0-11	7,16	57	15,2	5,0
ST 31	2	7,5	38,5/6,6	±1	5	$Y_0/\Delta-11$	6	57	15,2	5,0
ST 49	1	6,3	35/6,3	±2	2,5	$Y_0/\Delta-5$	8	60	12,4	2

TABELUL A 2.4. Parametrii electrici calculați ai transformatoarelor

Stația	Nr.noduri limitrofe	Tensiunea de calcul /kV/	R /Ω/	X /Ω/	G /μS/	B /μS/
ST 54	101 - 102	6,6	0,016	0,302	459,13	5509,64
ST 55	112 - 114	6,6	0,00906	0,2826	688,71	5739,2
ST 56	121 - 122	11	0,01331	0,363	289,26	2314,04
ST 58	123 - 124	6	0,02484	0,243	527,77	3611,11
ST 1	104 - 107	6,6	0,04414	0,4158	348,94	9383,6
ST 31	109 - 3 (4)	6,6	0,04414	0,3485	348,94	9383,6
ST 49	110 - 111	6,3	0,06	0,504	312,42	3174,6

TABELUL A 2.5. Valorile puterilor consumate în noduri

Microzona	Stația	Nr.nod	Nivel tensiune /kV/	P /MW/	Q /MVAR/
Schema roșie	ST 54	102	6	2,464	1,053
	ST 34	2	6	2,503	1,06
	ST 1	104	6	3,104	1,322
	ST 30	106	6	1,206	0,514
	ST 66	103	6	2,619	1,116
	ST 31	3	6	3,265	1,39
	ST 31	4	6	0,017	0,01
	ST 49	111	6	1,6	0,6
	ST 55	114	6	1,577	0,672
	ST 30	115	6	1,013	0,432
Schema albastră	ST 28	6	6	2,062	1,3
	ST 15	116	6	1,046	0,446
	ST 15	117	6	0,755	0,322
	ST 34	5	6	1,834	0,781
	ST 54	120	6	1,409	0,8
	ST 56	122	10	5,503	2,344
	ST 58	124	6	1,041	0,443

TABELUL A 2.6. Date nominale pentru liniiile electrice

Statii liniitrofe	Tip linie	Nr. circuite si sectiune /mm ²	Material	Lungime /km	r ₀ /Ω/km	x ₀ /Ω/km	C ₀ /μF/km	Tensiune no /kV
IRE - ST55	L6A	2x240	OL-Al	10,3 7,2	0,134	0,394	8,7.10 ⁻³	110
IRE - ST54	L6A	2x240	OL-Al	5,1 5,1	0,134	0,394	8,7.10 ⁻³	110
ST31-ST49	L6A	Lx95	OL-Al	9,85	0,346	0,405	9,5.10 ⁻³	35
ST31 - ST1	L6A	Lx95	OL-Al	14,41	0,346	0,405	9,5.10 ⁻³	35
ST28-ST1	L6A	Lx95	OL-Al	4,167	0,346	0,405	9,65.10 ⁻³	35
ST30 - ST1	L6B	Lx(3x95)	Cu	0,546	0,188	0,135	0,295	35
ST30 - ST1	L6S	Lx(3x95)	Cu	0,546	0,188	0,135	0,295	35
ST55 -ST1	L6B	4x(3x240)	Al	0,1	0,126	0,088	0,86	6
ST55 - ST1	L6S	4x(3x240)	Al	0,14	0,126	0,088	0,86	6
ST34 - ST1	L6S	5x(3x120)	Al	0,588	0,253	0,094	0,625	6
ST34 - ST1	L6S	5x(3x120)	Al	0,598	0,253	0,094	0,625	6
ST55-ST30	L6S	3x(3x240)	Al	0,597	0,126	0,088	0,86	6
ST55 - ST30	L6S	3x(3x240)	Al	0,636	0,126	0,088	0,86	6
ST28 - ST30	L6S	2x(3x150)	Al	3,84	0,202	0,091	0,69	6

TABELUL 2.7 (continuare)

Statii limitrofe	Pericluse /kV/	Lungime /km/	R / Ω /	X / Ω /	B / μ S/	Tip linie
ST55 - ST1	6	0,1	0,00293	0,0022	771,54	LBS
		0,14	0,0041	0,00308	1020,16	LBS
ST34 - ST1	6	0,588 0,598	0,0237 0,0302	0,011 0,01118	276,915 586,737	LBS
ST55 - ST30	6	0,227	0,02506	0,0172	483,64	LBS
		0,636	0,0267	0,0186	515,236	LBS
ST28 - ST30	6	3,84	0,3878	0,1747	1663,94	LBS
ST28 - ST15	6	3,22	0,325	0,1465	1395,29	LBS
ST15 - ST30	6	0,64	0,06404	0,02312	277,324	LBS
ST1 - ST15	6	0,781	0,05258	0,02369	507,634	LBS
ST55 - ST56	110	0,23	0,03557	0,1067	40,826	LBS
		0,243	0,03697	0,1109	42,434	LBS
ST54 - ST66	6	0,69	0,0288	0,0155	658,646	LBS
ST66 - ST34	6	0,69	0,0288	0,0155	658,646	LBS
ST56 - ST58	10	0,35	0,02356	0,01038	191,226	LBS
		0,35	0,02356	0,01038	191,226	LBS

TABEL A 2.8 Date inițiale pentru instalațiile termomecanice

C E T S u f l a n t e	
Presiunea la ventil	36 bar
Debit ieșire cazan	50 t/h
Temperatură abur supraîncălzit	450°C
Debit nominal abur la turbină	60 t/h
Debit economic abur	48 t/h
Presiune abur viu la turbină	36 bar
Temperatură abur la intrare în turbină	435°C
Presiune abur la priza nereglabilă	1,05 bar
Presiune abur la priza reglabilă	11 bar
Rendament cazan	83,4 %

TABEL A 2.9. Date inițiale pentru instalațiile hidromecanice

	CHE Crăiniceș		CHE Breazova	CHE Grebla
	Francis	Pelton	Pelton	
Turație grupuri	750 rot/min	750 rot/min	428 rot/min	750 rot/min
Înălțime turbine	$D_0 = 0,95 \text{ m}$	$D_0 = 0,726 \text{ m}$ $D_0 = 0,997 \text{ m}$	-	$D_0 = 0,56 \text{ m}$
Lungime galerie aducțiune	2143 m	-	3500 m	13411 m
Secțiune galerie aducțiune	$2,543 \text{ m}^2$	-	$3,14 \text{ m}^2$	$2,764 \text{ m}^2$
Lungime conductă forțată	50 m	2770 m	-	640m
Secțiune cond. forțată	$1,766 \text{ m}^2$	$0,785 \text{ m}^2$	$0,636 \text{ m}^2$	$0,636 \text{ m}^2$
Secțiune castel echil.	$2,543 \text{ m}^2$	-	-	-
Cădere netă	58 m	474 m	38 m	206 m
Cădere brută	74 m	480 m	40 m	214 m
Panta conductei de aducțiune	2 %	1,015%	-	1,1 %
Putere turbine	1,25 MW	3,09 MW	0,33 MW	5,44 MW
Debit apă la turbine	$2 \text{ m}^3/\text{sec.}$	$4 \text{ m}^3/\text{sec}$	$0,54 \text{ m}^3/\text{sec.}$	$3 \text{ m}^3/\text{sec.}$

B I B L I O G R A F I A

1. Agerwel, P.L., eddy-current losses in solid and laminated iron. Transactions of the American IAS, 1959, Part I, pp.169.
2. Andronescu, P., Bazele electrotehnicii, curs, vol.II, ADP, București, 1973.
3. Badea, I.A., Csarveny, I., Grigoriu, M., Cuțu, O., Modelul matematic al cazanului de abur de 1035 t/h funcționând pe cărbune ca obiect reglat. Studii și cercetări în energetică, nr.2, 1974, pp.33-40.
4. Barbier, C., Barnet, P., Ploger, G., Sapet, P., Utilisation des calculatrices numériques pour l'étude de la Stabilité des réseaux de transport d'énergie, RGS Nr.7-8, Tome 77, 1968.
5. Barbier, C., Garqueil, I.C., Influence de la structure et de certaines grandeurs caractéristiques d'un réseau sur son comportement dynamique, RGS, Tom 78 nr.12, dec.1969, pp.1097-1115.
6. Badea, I.A., Sisteme automate în industria energetică, ed.Did.și Pedag. București, 1968.
7. Bargläsen, M., Mașini hidraulice curs Lit.IPTVT, 1981
8. Bercovici, M., Arie, A.A., Poată, A., Rețele electrice, calculul electric, ed.Tehnică, București, 1979.
9. Bejan, I., Balaban, G., Automatizări și telecomenzi în electroenergetică, Editura Didact. și Pedag., București, 1976.
10. Barbea, C., Palcu, I., Automatizarea proceselor termice în centralele termoelectrice, editura Didact. și Pedag., București, 1970.
11. Blanco, J.H., Stabilitatea dinamică a sistemelor electrice, teză de doctorat, IPB, 1979.
12. Birolini, A., Clément, L., Simulation sur l'ordinateur analogique d'une installation hydroélectrique en marche isolée sur un charge ohmique symétrique, Bull. AEA, tome 63, sept.1972, pp.1147-1156.
13. Brown, P.G., DeMello, F.P., Lenfest, E.H., Millis, R.J., Effects of excitation, turbine energy control, and transmission on transient stability, IAS Trans on PAS nr.6, 1970, pp.1247-1251.
14. Bobillier, P.A., Guénod, M., Stabilité de la marche d'une centrale hydraulique avec canal d'amenée, compte tenu des caractéristiques dynamique de son réglage de vitesse. Automatisme 5 (1960), 1, pp.3-9.
15. Bergeron, L., Du coup de bélier en hydraulique au coup de foudre en électricité, Dunod Paris 1950.
16. Borel, L., Stabilité de réglage des installations hydroélectriques Payot Lausanne - Dunod Paris, 1960.
17. Buta, A., Analiza și îmbunătățirea stabilității tranzitorii a generatoarelor sincrone interconectate - teză de doctorat, IPTVT, 1979.
18. Călin, S., Marcu, S., Protecția prin relee a sistemelor electrice, edit.Teh. București, 1976.
19. Chalmers, B.J., Asynchronous performance characteristics of turbo-generators, Proceedings, IAS, Nr.7, 1962, pp.301-308.
20. Clarke Edith, Analiza circuitelor sistemelor electroenergetice, traducere selectivă din limba engleză, Ed.tehnică, București, 1973.
21. Constantinescu, J., Model pentru studiul dinamicii pe termen lung a sistemelor electroenergetice. Utilizarea echivalenților și-Dimó de sistem, Partea I, Model pentru studiul dinamicii pe termen lung a sistemelor electroenergetice, Conferința națională de

- electrotehnică și electroenergetică, Timișoara, 17-18.09.1982, Vol.12, pag.31-41.
22. Converti, V., Gelopoulos, D.P., Housley, M., Steinbrenner, G., Long Term Stability, Solution of Interconnected Power Systems, IEEE, Trans on Power Apparatus and Systems, vol.PAS-95, no.1, Jan, Feb., 1976, pp.96-104.
23. Constantinescu, J., Rețea redusă echivalentă pentru analiza în timp real a sistemelor electrice extinse, Energetica, nr.11, 1973, pp.508-513.
24. Crișan, O., Luștea, B., Kilyeni, St., Moga, M., Surianu, F.D., Buta, A., Criterii îmbunătățite privind reglajul tensiunii și puterii reactive în sistemul electroenergetic cu aplicații concrete la îmbunătățirea reglajului de tensiune în nodul Porțile de Fier, contract nr.33/1978, IPTV Timișoara.
25. Crișan, O., Ecuațiile de funcționare pentru mașina sincronă liniarizată I. Sistemizarea convențiilor și ipotezelor. Ecuațiile în coordonate de fază, Electrotehnica, Electronica, Automatica Nr.7, 1976, pp.217-226.
26. Crișan, O., Ecuațiile de funcționare pentru mașina sincronă liniarizată II. Ecuațiile în unități relative pentru mașina transformată și redusă la stator, Electrotehnica, Electronica, Automatica, Nr.1, 1977, pp.42-50.
27. Crișan, O., Funcționarea generatorului sincron în regim tranzitoriu considerând elementele sale neliniare și elementele exterioare, teză de doctorat, IPT, 1972.
28. Crișan, O., Kilyeni, St., Model matematic și pachet de programe de calcul pentru analize de stabilitate ale sistemelor electroenergetice complexe și optimizarea valorii parametrilor sistemelor de reglare automată a excitației, Partea I și II, Conf. Națională de Electrotehnică și Electroenergetică (CNEE'82) Vol.12. Funcționarea și reglarea sistemelor electroenergetice, Timișoara, 1982, pp.51-74.
29. Crișan, O., Luștea, B., Kilyeni, St., Moga, M., Surianu, F.D., Considerații privind reprezentarea consumatorului complex în regimurile dinamice ale sistemelor electroenergetice, Bul. Științific și tehnic al IPTV Timișoara, Tom 24(38) fasc.2, 1979, pp.132-137.
30. Crișan, O., Luștea, B., Kilyeni, St., Moga, M., Surianu, F.D., Considerații privind determinarea caracteristicilor statice ale consumatorilor complecși din cadrul sistemelor electroenergetice, Bul. Științific și Tehnic al IPTV Timișoara, Tom 24(38), fasc.2, 1979, pp.138-150.
31. Crișan, O., Sisteme electroenergetice, Ed. Did. și Pedag., București, 1979.
32. Cuenod, M., Gardel, A., Stabilité de la marche d'une centrale hydro-électrique avec chambre d'équilibre compte tenu des caractéristiques dynamiques de son réglage de vitesse. Bull. Techn. Suisse Rom. 78 (1952) 15, pp.201-209.
33. Dandeno, P.D., Kundur, P., A non iterative transient stability program including the effects of variable load voltage characteristics, IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, vol.PAS nr.5, 1973 pp.1478-1482.
34. Dandeno, P.D., Kundur, P. Simulation of the non linear dynamic response of interconnected synchronous machines, Part II, Network Solution Procedures and comparisons of Particular computational Methods, IEEE Transactions on PAS, Vol.91, nr.5, 1972, pp.2069-2075.

35. Demerdash, H.A., Mohammed, O.A., Nehl, T.W., Fouad, F.A., Miller, K.H., - Solution of eddy current problems using three dimensional finite element complex magnetic vector potential, IASB Trans on PAS-101, No.11, Nov.1982, pp.4222-4229.
36. Dhaliwal, N.S., Wickert, H.S., Analysis of P.I.D. Governors in Multimachine System, IASB Trans on Power Apparatus and System, vol.PAS-97 nr.2 March/April, 1978, pp.456-463.
37. Dimo, P., Modele FBI și indicatori de stare. Sisteme energetice interconectate. Editura Academiei RSR, București, 1979.
38. Dimo, P., Constantinescu, J., Pomârlescu, M., Iadu, I., Nicolae, I., Determinarea comportării dinamice a sistemelor energetice pe intervale mari de timp, urmare a unor perturbații succesive în sistem, Energetica 28 nr.12-11, 1980, p.443-448.
39. Dimo, P., Constantinescu, J., rezultate noi pe care le oferă analiza dinamică pe termen lung a sistemelor energetice pentru scenarii prestabilite. Simpozionul Siguranța în funcționare a instalațiilor energetice, București, octombrie 1977.
40. Dimo, P., O "filosofie" nouă în cercetarea stabilității sistemelor electroenergetice în timp real, Energetica, 21, nr.1, ian. 1973 pp.28-30.
41. Dimo, P., Modele FBI . Indicatorii și dispersitatea în analiza sistemelor electroenergetice interconectate, Energetica, vol.25, nr.8, 1977, pp.267-279.
42. Dimo, P., Revoluția în conceptele cercetării sistemelor electroenergetice?, Energetica, vol.25, nr.8, 1977, pp.279-283.
43. Dimo, P., Constantinescu, J., Nicolae, I., Cojocaru, V., Cercetări privind comportarea dinamică pe intervale mari de timp a sistemelor electroenergetice, ICM LN 8 FG/DE N, dec.1977-contract.
44. Dimo, P. și alții , Calculul și proiectarea sistemelor electroenergetice, Ed.Tehnică, București, 1971.
45. Dinely, J.L., Kennedy, M.W., Concept of synchronous generator stability, Proceedings, IAS, Nr.1, 1964,p.(95-97).
46. Dordca, T., Mașini electrice, Edit.Didactică și Pedagogică, București, 1970.
47. Domel, H.W., Scott, N., Fast Transient Stability Solutions, IEEE Trans. on PAS-91, Nr.4, 1972, pp.1643-1650.
48. Dwarkanath, M.H., Dembort, B., Brisman, A.M., Hammaplardh, K., Manke, J.W., A Generalized Methodology for Modeling System Components in Power Systems Dynamics Simulation, IASB Transactions on Power Apparatus and Systems, vol.PAS-101, No.1 January 1982
49. Lremis, Gr. M., Contribuții la studiul stabilității sistemelor electrice la mici perturbații, teză de doctorat, IP București, 1974.
50. Frunțaș, P., Modelul analogic al turbinei cu abur, Studii și cercetări de energetică și electrotehnică, tom 24, nr.2, pp.321-337, București, 1974.
51. Gloritsch, H., Möglichkeit der Verbesserung der Stabilität und der Spannungsregelung von Synchronmaschinen mit Hilfe der Gleichrichterregung, Elektr. und Maschinenbau, Bd.8, nr.2, febr.1968, pp.50-65.
52. Gusun, B., Influența sistemului de reglare a excitației asupra funcționării generatorului sincron în regimuri dinamice, teză de doctorat, IP București, 1977.

53. Hano, I., Tamuro, Y., Harita, S., Matsumoto, K., Real time control of system voltage and reactive Power, IEEB Transaction on PAS, Nr.10, 1969, p.(1544-1559).
54. Hanson, O.W., s.a. Influence of excitation and speed control parameters in Stabilizing Intersystem Oscillations, IEEB Trans. on PAS, vol.87, nr.5, 1968, pp.1306-1313.
55. Hergot, C., Park, C., Parameter Identification and Verification of Low Order Boiler Models, IEEB Transactions on Power Apparatus and Systems, vol.PAS-95 no.4 July/August, 1976.
56. Heinrich I., Partea electrică a centralelor și stațiilor electrice - vol.I., Litografia IPT, 1972.
57. Heinrich I., Partea electrică a centralelor și stațiilor electrice - vol.II, Litografia IPT 1973.
58. Hore, H.A., Metode moderne de calcul și proiectare a sistemelor electrocenergetice, Editura tehnică, București, 1970.
59. Humpage, W.D., Structure for multinode-power system dynamic analysis method, IEE Proceedings, vol.120, nr.8, Aug.1973, pp.853-859.
60. Humpage, W.A., Sahe, T.M., Digital computer methods in dynamic response analyses of turbogenerator units, Proceedings, IEE, Nr.8, 1967, pp.1115-1130.
61. Hugound, P., Negoescu, St., Benejean, R., Irving, E., s.a. Amelioration de la stabilité du réseau de transport par réglage de l'excitation des groupes de production, EGE-Tome 90, nr.1, 1981.
62. Humpage, W.D., Stott, B., Predictor-corrector methods of numerical integration in digital computer analysis of power system transient stability, Proceedings IEE, Nr.8, 1965 pp.1557-1565.
63. Hurley, I.D., Baldwin, M.S., High-response excitation systems on turbine-generators: A stability assesment, IEEB Trans. on PAS-101, No.11, Nov.1982, pp.4211-4217.
64. Janischewsky, W., Kundur, P., Simulation of the non-linear Dynamic Response of Interconnected Synchronous Machines, IEEB Trans. on Power Apparatus and Systems, vol.PAS-91, nr.5, 1972, pp.2064-2069.
65. Jdanov, P.S., Stabilitatea sistemelor electrice Ed.Energetica, București, 1951.
66. Jones, Ch.V., The unified theory of electrical machines, Butterworths, London, 1967
67. Kent, M.H. s.a. Dynamic Modeling of Loads in Stability Studies, IEEB Trans. on PAS vol.88 nr.3, 1969.
68. Kilyeni, St., Lăstres, B., Crișan, O., Moga, M., Surianu, F.D., Analiza pe calculator a comportării naturale a sistemelor electrocenergetice complexe la diverse perturbații, cu aplicație la sistemul energetic național, Bul.șt. și Tehnic al IPTVT, Tom 24,(38), fasc.2, 1979.
69. Kilyeni, St., Automatic Voltage Regulator (AVR) and Excitation System Model for the Dynamic Analysis of Power Systems, Bul.șt.și Tehn.IPTVT, Tom 28(42) Electrotehnica, 1983, pp.69-72.
70. Kilyeni, St., Îmbunătățirea stabilității generatoarelor sincrone din sistemele electrocenergetice prin semnale suplimentare aplicate la sistemele de reglare teză de doctorat-IPTV Timișoara, 1985.
71. Kilyeni St., Utilizarea tehnicilor de memorare și preluorare a matricilor lacunare la elaborarea unor programe optimizate de analiză

- a regimurilor staționare pentru SSB de mari dimensiuni, SNRS, Timișoara, oct.1984.
72. Kilyeni St., Luștea, B., Utilizarea tehnicilor de memorare și prelucrare a matricilor lacunare la analiza pe calculator a regimurilor de funcționare a SSB complexe, CNRS'84 vol.13 pp.63-70.
 73. Kron, G., Classification of the reference frames of a synchronous machine, AIEE Trans, vol.69, Pt.II, 1950, pp.720-727.
 74. Krause, P.C., An investigation of excitation System interaction, IEEE Trans on PAS, nr.3, 1975, pp(705-713)
 75. Lecca, A., ș.a., Centrale electrice -probleme. Sditura didactică și pedagogică, București, 1977.
 76. Lee, L., Spaldin, G., Transient Power Systems by the Method of Hyperplanes, IEEE Trans on Power Apparatus and Systems, vol, PAS 96 nr.1, Jan./Febr, 1977 pp.276-281.
 77. Lipo, A.T., Krause, C.P., Stability Analysis of a Reluctance Synchronous Machine, IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, vol. PAS-86 no.7, july, 1967 pp.825-834.
 78. Lokay, H.S., Bolges, R.L., Effect of Turbine-generator representation in system Stability Studies, IEEE Trans on PAS, nr.10, 1965, pp.933-940.
 79. Maury, P., Essais de marche asynchrone sur turbo-alternateurs de 156 MVA. Résultats et interprétation. HGS nr.1, Tome 75, 1966, pp.41-52.
 80. Markovici, I.M., Sisteme energetice. Regimuri de funcționare. Șd. Tehnică, București, 1960.
 81. Marshall, W.K., Smolinski, W.I., Dynamic stability determination by Synchronizing and damping torque analysis, IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems, vol. PAS -92, nr.4, Jul./Aug., 1973 pp.1239-1246.
 82. Mauricio, W., Senlyen, A., Effect of Load Characteristics on the Dynamic Stability of Power Systems, IEEE Trans on PAS, vol.91, no.6, 1972, pp.2295-2304.
 83. de Mello, F.P., Swart, D.H., Tomoshok, M., "Stability of Synchronous machines as affected by excitation systems, machine and system parameters", Proceedings of the American Power Conference, volume XI VII, 1965, p(1150-1158).
 84. Militescu, I., Petroianu, A., Determinarea experimentală a unor parametrii caracteristici ai sistemului energetic național, Energetica, nr.12, 1965, pp.599-601.
 85. Mihoc, D., Automatizări în energetică, Șd.did. și pedag., București 1978.
 86. Mihoc, D., Pantelimon, L., Considerații privind studiul parametric al influenței regulatorului automat de viteză asupra reglajului frecvență-putere activă, Studii și cercetări energetice, nr.3, 1973, pp.817-824.
 87. Mihăilescu, D., Rentea, I., Aspecte privind posibilitatea funcționării insulare a platformei energetice Rn. Vâlcea, Energetica nr.8, aug.1980, pp.318-327.
 88. Morsite, G., Contribuții la analiza în timp real a stabilității dinamice, Energetica, nr.11, 1973, pp.505-507.

9. Moraito, Gh., Aspecte ale reglajului automat de tensiune și viteză ale grupurilor generatoare de mare putere, *Energetica*, 20, 1972, nr. 10, pp. 450-454.
10. Murty, M.S.R., Hariharan, M.V., Analysis and improvement of the stabilizing unit with long penstock *IEEE Trans on PAS-103* No. 2 Feb. 1984.
11. Novac I., *Mașini electrice*, Litografia IPTVT, Timișoara, 1969.
12. Oldenburger, R., Donelson, J., "Dynamic response of a hydroelectric plant", *Trans, AIEA, Power Apparatus, and Systems* 81(1962) 62, pp. 403-419.
13. Okamura, M., O-ura, Y., Hayashi, S., Oomura, K., Ishiguro, F., A New Power Flow Model and Solution Method including Load and Generator Characteristics and effects of System Control Devices, *IEEE Trans, on PAS*, vol. 94, nr. 3, 1975, pp. 1042-1050.
14. O'Kelly, D., Eddy-current and hysteresis effects in rotating machines, *IEE Proceedings* vol. 116, nr. 3, march 1969, pp. 391-395.
15. Olive, D.W., New technique for the calculation of dynamic stability, *IEEE Trans, on PAS*, vol. 91, nr. 2, 1972, pp. 526-536.
16. Ott, G.E., Walke, L.M., Wong, D.T.Y., Hybrid Simulation For Long Term Dynamics, *IEEE Transactions on Power Apparatus and System*, vol. PAS-96 no. 3 May/June 1977.
17. Park, G.L., Colony, E.L., Voltage Reduction as a Mean of Reducing Distribution Load, *IEEE Trans on PAS* vol. 2, 1977, pp. 628-633.
18. Pavel, B., *Elemente de analiză modernă a sistemelor electroenergetice interconectate*, Ed. Tehnică, București, 1978.
19. Pavel, D., Zarea, St., *Turbine hidraulice și echipamente hidroenergetice*, Ed. did. și pedagog., București, 1968.
20. Pélissier, R. "Les réseaux d'énergie électrique", vol. I "Les aspects techniques du service", Dunod, Paris 1971.
21. Pélissier, R., "Les réseaux d'énergie électrique" Vol. II "Calcul et réglage des réseaux", Dunod, Paris 1971.
22. Penescu, C., *Automatica și telemecanica sistemelor energetice*, Vol. I-III Editura Academiei, București, 1959-1961.
23. Peterson, N.M., Meyer, S.W., Automatic Adjustment of Transformer and Phase-Shifter Taps in the Newton Power Flow, *IEEE Transactions on PAS*, Nr. 1, 1971, p. (103-106).
24. Pillai, K.P.P., Fundamental frequency eddy-current loss due to rotating magnetic field, Part I Eddy current loss in solid rotors. *Proceedings IEE*, Nr. 3, 1969, pp. 407-410.
25. Pomârleanu, M., Radu, I., Bejuscu, L., Vesiliu, B., *Modele adecvate pentru reprezentarea sistemului vast interconectat prin interconectarea SEN cu sistemele vecine*, lucrare ICSEMNERG, 1976-B.
26. Potolea, S., *Calculul regimurilor de funcționare ale sistemelor electroenergetice*, Ed. tehnică, București, 1977.
27. Potolea, S., *Calculul regimului permanent al sistemelor electrice*, Ed. Tehnică, București, 1967.
28. Prabhashankar, K., Janischewskyj, W., Digital Simulation of Multi-machine Power Systems for Stability Studies, *IEEE Trans on PAS*, vol. 87, Jun. 1968, pp. 73-80.
29. Ribbens-Pavella, M., Le problème de la stabilité transitoire des réseaux électriques, *Bull. AIM, I Electrotechnique, Montefiore, Liège*, nr. 2, 1970, pp. 59-81.

110. Roche, P., The electrical network analogue, *Electrical Review*, vol.188, nr.18, Apr.1971, pp.586-588.
111. Rogers, G.J., Synchronous machine model including eddy-currents, *IEE Proceedings*, vol.120, nr.4, april, 1973, pp.461-468.
112. Rothman, A., Studiul actual al folosirii analizoarelor de rețea în străinătate, *Energetica*, vol.19, nr.2, 1971, pp.95-98.
113. Schults, W.D., Dynamic Models of Turbine Generators Derived from Solid Rotor Equivalent Circuits, *IEEE Trans on PAS*, vol.92, nr.3 1973, pp.926-933.
114. Slemen, G.R., Analytical models for saturated synchronous machines, *IEEE Trans on PAS*, Nr.2, 1971, pp.409-413.
115. Stagg, G.W., Al-Abiad, Ah., *Computer Methods in Power System Analysis*, Mc Grow -Hill, New York, 1968.
116. Subba, Rao, Equivalent circuit of solid iron core for impact excitation problems, *Proceedings*, 2, 1964, pp.349-357.
117. Subba, Rao, Eddy-current losses in finite sections of solid iron under saturation, *Proceedings, IAS*, Nr.2, 1964, pp.343-348.
118. Shackshaft, G., General purpose turbo-alternator model, *Proceedings of IEE*, Nr.4, 1963, pp.703-713.
119. Surianu, F.D., Buta, A., Probleme de stabilitate în funcționarea insulară a marilor consumatori industriali, *Simpozionul Național al Rețelelor electrice*, 25-26 oct.1984, Timișoara, vol.1, pp.70-83.
120. Surianu, F.D., Buta, A., Creșterea siguranței în funcționare a marilor consumatori prin optimizarea regimurilor de insularizare, *Simpozionul Național al Rețelelor electrice*, 25-26 oct.1984, Timișoara, secția II-a comunicare.
121. Surianu, F.D., Metode și modele matematice utilizate la analiza stabilității tranzitorii de lungă durată a generatoarelor sincrone interconectate, referat I Catedra de Electrotehnică și Mașini electrice, *Instit.Polit.Timișoara*, 1983.
122. Surianu, F.D., Analiza influenței tipului și caracteristicilor consumatorilor asupra stabilității generatoarelor sincrone interconectate în procese tranzitorii de lungă durată, referat II Catedra de Mașini și Utilizarea energiei electrice, *IPTVT*, 1982.
123. Surianu, F.D., Aspecte privind influența modului de reprezentare a consumatorilor în simularea comportării unui S&E în procese dinamice pe intervale de timp extinse, *Energetica*, nr.6, 1986, pp.261-267.
124. Surianu, F.D., Buta A., Analiza funcționării marilor consumatori industriali în regimuri de insularizare pe intervale lungi de timp, *Conferința Națională de Electrotehnică și Electroenergetică*, Craiova 20-21 sept.1984, Vol.13, Supratensiuni și coordonarea nivelului de izolație, *Funcționarea, reglarea și conducerea sistemelor electroenergetice*, pp.137-146.
125. Taylor, O.W., Cressp, R.L., Real-time power system simulation for automatic generators control, *IEEE Trans. on Power Apparatus and Systems*, vol.PAS, nr.1, 1976, pp.375-382.
126. Takuldor, S.M., Iterative multistep methods for transient Stability Studies *IEEE Trans. on PAS*, Nr.1/1971, pp.96-101.

127. Tudose Maria, ș.a. Calculul stabilității dinamice a unui sistem electric folosind pachetul de subprograme al calculatorului IBM 1130, Bul.I.P. București, Tom LXXV, 1973, nr.4, pp.97-117.
128. Undrill, J.M., Woodward, J.L., "Non linear hydro governing model and improved calculation for determining temporary droop" Trans IEE PAS 86(1967)4 pp.443-453.
129. Ungureanu, C., Generatoare de abur, curs, Ed. Did. și Pedag. 1978
130. Usman, O., Aliyn, ș.a. A local control Strategy for power systems in transient emergency state, Part I Functional design, IEE Trans on PAS-101, Nr.14, Nov.1982, pp.4245-4253.
131. Van Ness, J.E., Brasch, F.M., Polynomial matrix based models of power system dynamic, IEE Trans on PAS, nr.4, 1976, pp.1465-1472.
132. Van Ness, J.E., Kern, F.B., Use of the exponential of the system matrix to solve the transient stability problem, IEE Trans on PAS, nr.1, 1970, pp.83-86.
133. Vădănescu, G., Drăgan, D., Probe de funcționare în sistem a grupurilor de la CHE Porțile de Fier efectele RAT și RAV asupra regimurilor tranzitorii caracteristice acestor probe, Energetica, nr.9, 1973, pp.422-430.
134. Venikov, V.A., Aplicarea teoriei similitudinii și modelării în electroenergetică, Ed. Tehnică, București, 1972.
135. Venikov, V., A., Transient processes in electric power systems, Mir Publishers, Moscow, 1977.
136. Vivier, L., Turbines hydrauliques et leur regulation. Théorie-construction utilisation. Paris Edition Albin Michel, 1966.
137. Warchol, E., J., Schleif, F.R., Grisb, W.B., Church, J.R., Alignment and modeling of Hanford excitation Control for Damping, IEE Trans on PAS Nr.2, 1971, pp.714-723.
138. Young, C., C., Equipment and System Modeling for Large-Scale Stability Studies, IEE Trans on Power Apparatus and Systems, vol. PAS nr.1 Jan./Feb., 1972.
139. Zickman, M., Contribuții la studiul stabilității sistemelor electroenergetice cu ajutorul calculatorului electronic, teză de doctorat, vol. I., II, IP București, 1970.
140. ■ ■ ■ Tentative, classification and terminologies relating to stability problems of power systems CIGRE, com 32, WG 03, august 1976.
141. ■ ■ ■ Project de mise à jour de la definition des termes concernant la stabilité des machines synchrones interconnectés (ancien report CIGRE 334 bis de 1966).
142. ■ ■ ■ Long Term System Dynamics Hybrid Simulation, EPRI, 908-1 Final Report, 1975, University of Missouri-Columbia, USA.
143. ■ ■ ■ Directivele Congresului al XIII-lea al PCR cu privire la dezvoltarea economico-socială a României în cincinalul 1986-1990 și orientările de perspectivă până în anul 2000, Ed. Politică, București, 1984.
144. ■ ■ ■ Improving power stability with divided winding rotors and h.v.d.c. Electrical Review vol.187, nr.10, sept.1970, pp.333-335

145. ■ ■ ■ Dynamic models for steam and hydroturbines in power system studies, IEEE Committee report, IEEE Trans on Power App. and Systems, vol. PAS 92, nr.6, 1974, pp.1904-1911.
 146. ■ ■ ■ Computer representation of Excitation Systems, IEEE Committee reports, IEEE Trans on PAS nr.6, 1968, pp.1463-1464.
 147. ■ ■ ■ Proposed Excitation System Definitions Synchronous Machines, IEEE Trans on PAS, nr.6, 1969, pp.1248-1257.
 148. ■ ■ ■ System Load Dynamics - Simulation Effects and Determination of Load Constants, IEEE Trans, on PAS vol.92, nr.2, 1973, pp.600-609.
 149. ■ ■ ■ Generatorul inginerului electrician, Siemens Aktiengesellschaft, Berlin-München, traducere din limba germană.
 150. ■ ■ ■ Ed. Tehnică, București, 1971.
- Surlan, P.M., Arvan, A., Cercetarea condițiilor de menținere în funcțiune a sistemului electroenergetic al C.S.R. în caz de insularizare pe surse proprii, Des.de Comunicari tehnico-științifice C.S.energia, sept.1986.