

MINISTERUL EDUCAȚIEI ȘI ÎNVĂȚĂMÎNTULUI
INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VUIA" TIMIȘOARA
FACULTATEA DE ELECTROTEHNICĂ

ING. EUCUR LUȘTEA

TEZĂ DE DOCTORAT

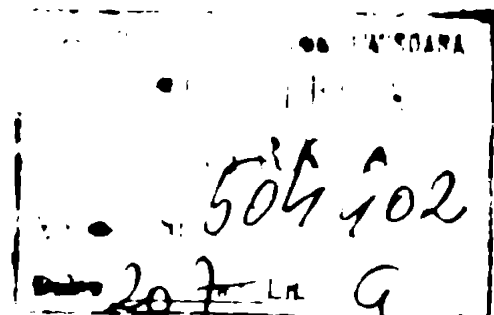
ANALIZA STABILITĂȚII STATICE A GENERATOARELOR SINCRONE
COMPLEX INTERCONECTATE, CU APLICAȚIE LA FUNCȚIONAREA
INSULARIZATĂ A UNEI ZONE DIN SISTEMUL ELECTROENERGETIC
NAȚIONAL

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

CONDUCĂTOR ȘTIINȚIFIC

PROF.DR.ING. IOAN NOVAC

TIMIȘOARA 1985



P R E F A Ț Ă

Dezvoltarea puternică și progresul societății umane sînt direct condiționate de asigurarea necesarului de energie în general și de energie electrică în special. Prin "Programul-directivă de cercetare și dezvoltare în domeniul energiei pe perioada 1981-1990 și orientările principale pînă în anul 2000" Partidul Comunist Român, urmînd neabătut politica de edificare a societății multilateral dezvoltate și înaintîrea spre comunism a țării noastre, trasează sarcini concrete cercetătorilor, cadrelor de specialitate și tuturor oamenilor muncii a căror activitate este legată de sistemul electroenergetic național.

Una din acestea o constituie asigurarea continuității în alimentarea cu energie electrică a consumatorilor și în acest sens în mod implicit menținerea unei funcționări stabile a generatoarelor sincrone.

În acest context tema tezei de doctorat prezintă un larg interes sub aspect teoretic și o largă aplicabilitate practică. Structurată în această idee, lucrarea constituită din 6 capitole extinse pe 194 pagini, avînd 47 de figuri, 15 tabele și cuprinzînd 216 titluri bibliografice din care 11 contribuții ale autorului (personale sau în colaborare) poate fi delimitată în două părți distincte, dar interdependente. În prima parte formată din primele patru capitole se dezvoltă aspectele modelării matematice utilizate la analiza stabilității statice a generatoarelor sincrone complex interconectate în scopul realizării unei metodologii de calcul cu un grad de generalitate ridicat. În a doua parte constituită din capitolul 5 se aplică rezultatele obținute anterior la cercetarea unei probleme de mare interes pentru țara noastră și anume funcționarea sistemului electroenergetic pe zone autonome, problemă nominalizată în "Programul-directivă de cercetare și dezvoltare în domeniul energiei pe perioada 1981-1990".

Capitolul 1 este consacrat în primul rînd evidențierii problemelor actuale legate de funcționarea interconectată a generatoarelor sincrone în regim normal simetric cu referire la sistemul electroenergetic național, iar în al doilea rînd principalelor tendințe care se fac simțite pe plan mondial în studiul stabilității statice. Scopul capitolului este de a crea o imagine corectă a situației din domeniul cercetat care să stea la baza abordării studiului de stabilitate statică.

Dezvoltarea detaliată a modelului matematic pentru generatorul sincron utilizat în analiza stabilității statice este conținută în capitolul 2, acordîndu-i-se o atenție specială în conformitate cu importanța deosebită. Principalele aspecte ce au fost tratate cuprînd: abordarea

ultimă a teoriei clasice a celor două axe (reacții) elaborată de Blondel-Park-Gorov; stabilirea ecuațiilor generatorului sincron în regim de mici perturbații (ecuațiile de primă aproximare); includerea în modelul matematic a influenței curenților turbionari, saturației și histeresei aferente miezului feromagnetic; analiza ipotezelor simplificatoare ce pot fi utilizate pentru modelele matematice de ordin redus, cu precizarea influenței lor și a domeniului de aplicabilitate.

În capitolul 3 se elaborează modelele matematice utilizate în studiul stabilității statice pentru elementele exterioare generatorului sincron și anume: sistemul de reglare automată a excitației, sistemul de reglare automată a vitezei, mașina primară, consumatorii complecși, liniile electrice, transformatoarele și autotransformatoarele de putere. Pentru fiecare element în parte se prezintă aspecte ale importanței pe care o are acesta în prezența micilor perturbații și considerente referitoare la forma adoptată pentru modelele matematice; se deduc ecuațiile lor pentru analiza stabilității statice și se furnizează domeniile de valori ale parametrilor lor. În final se stabilește sub forma cea mai generală modelul matematic utilizat în studiul stabilității statice pentru ansamblul sistemului electroenergetic, abordându-se și două probleme de mare interes: elaborarea unui echivalent și definirea unui centru de inerție pentru rotoarele generatoarelor.

Capitolul 4 este dedicat aspectelor matematice ale studiului stabilității statice. După realizarea unei analize critice a principalelor metode matematice folosite în studiul stabilității statice, constituind punctul de plecare pentru elaborarea unui algoritm original de apreciere a stabilității statice, se prezintă aspecte ale aplicării practice a metodei propuse pe baza căreia se fundamentează o filozofie de calcul. La sfârșitul capitolului se tratează problema integrării sistemelor de ecuații diferențiale liniare cu coeficienți constanți ce constituie modelul matematic al sistemului electroenergetic, oferindu-se o metodă de rezolvare bazată pe stabilirea erorilor de trunchiere a dezvoltării în serie de puteri pentru integrala de convoluție a mărimilor de comandă.

Utilizându-se modelul matematic și algoritmi de calcul prezentați în capitolele anterioare s-a elaborat un pachet de programe care rezolvă toate problemele importante ale analizei stabilității statice a sistemelor electroenergetice cu structuri complexe. Cu ajutorul lui, în capitolul 5 s-a studiat stabilitatea statică a unei zone din sistemul electroenergetic național. Au fost luate în considerare două regimuri extreme de tip sarcină minimă, respectiv de tip sarcină maximă pentru întreaga rețea electrică a țării noastre, determinându-se apoi regimurile insularizate corespunzătoare referitoare la zona Transilvaniei, zonă pentru care există o mare probabilitate ca în caz de avarie să poată fi menținută în funcțiune. S-au analizat din punct de vedere

a stabilității statice regimurile găsite, apoi s-a studiat influența factorului de amplificarea a sistemului de reglare automată a excitației și s-au cercetat câteva regimuri "apropiate". În final pentru regimul de tip sarcină maximă s-a procedat la alegerea judicioasă a reglajelor dintre centralele termoelectrice și cele hidroelectrice.

În capitolul 6 sînt prezentate concluziile cu caracter general care se desprind din întreaga teză de doctorat.

Contribuțiile originale ale autorului care se găsesc menționate pe larg și în cadrul introducerilor aferente fiecărui capitol sînt:

- elaborarea unei viziuni de ansamblu asupra stadiului actual al cercetărilor privind stabilitatea în general și a celei statice în special, ca și a problemelor funcționării sistemului electroenergetic național în regimuri normale, în urma analizării critice și sintetizării unui vast material bibliografic;

- sistematizarea teoriei clasice a mașinii sincrone și a definițiilor de stabilitate pe baza consultării unui număr mare de lucrări de specialitate în scopul realizării unui punct de vedere unitar referitor la ipotezele folosite și la adoptarea unor sensuri de referință și convenții de semne conforme scopului propus;

- stabilirea transformărilor de coordonate și a unităților relative cele mai adecvate studierii stabilității statice a generatoarelor sincrone complex interconectate;

- determinarea modelului matematic al generatorului sincron pentru mici perturbații, sub forma "intrare-stare-ieșire" folosind teoria calitativă a ecuațiilor diferențiale;

- sintetizarea principalelor probleme legate de considerarea curenților turbionari și adoptarea celei mai convenabile metode de includere a lor în ecuațiile generatorului sincron;

- includerea saturației în modelul matematic al mașinii sincrone folosind:
 - reprezentarea caracteristicii de mers în gol cu funcții spline de ajustare;

- stabilirea caracteristicii de magnetizare pentru o axă oarecare a generatorului;

- definirea și calculul inductivităților dinamice;

- elaborarea unor algoritmi de calcul pentru stabilirea mărimilor regimului normal de funcționare a generatorului sincron cu și fără considerarea saturației;

- introducerea în calcule a histerezei prin intermediul inductivităților reversibile;

- obținerea celui mai general model matematic pentru generatorul sincron în cazul regimului de mici perturbații;

- analiza sistematizată a ipotezelor simplificatoare și adoptarea lor în scopul obținerii unui model matematic de ordin redus pentru generator;

- stabilirea tipurilor de structuri cu caracter general pentru elementele

- de extindere ale generatorului sincron pe baza sintezei principalelor probleme rezultate din considerarea unui număr mare de lucrări;
- elaborarea ecuațiilor pentru fiecare element exterior generatorului sincron: sistemul de reglare automată a excitației, cel al vitezei, linia electrică, transformatorul și autotransformatorul de putere, mașina primară și consumatorii;
 - stabilirea unui echivalent dinamic adecvat al sistemului electroenergetic bazat pe reținerea valorilor proprii dominante ale originalului;
 - realizarea unei analize critice a metodelor de calcul utilizate în studiul stabilității statice;
 - elaborarea unui sistem de apreciere a stabilității statice bazat pe calculul valorilor proprii de modul maxim;
 - întocmirea algoritmului de calcul pentru integrarea sistemului de ecuații diferențiale liniare bazat pe dezvoltarea în serie de puteri a integralei de convoluție a mărimilor de comandă;
 - întocmirea unor programe de calcul pentru analiza stabilității statice a sistemelor electroenergetice complexe bazate pe metodologia dezvoltată în lucrare;
 - analiza detaliată a regimurilor de tip sarcină minimă, respectiv sarcină maximă ale sistemului electroenergetic național funcționând interconectat și găsirea unor regimuri corespunzătoare de funcționare insularizată a zonei Transilvaniei;
 - studiul regimurilor învecinate de funcționare în raport cu cele anterior definite, pe baza calculului valorilor proprii și a introducerii unor indici de calitate referitori la descrierea procesului tranzitoriu;
 - corelarea parametrilor sistemelor de reglare aferente centralelor hidroelectrice cu cei ai centralelor termoelectrice utilizând metoda de căutare unidimensională;
 - formularea unor concluzii cu caracter general referitoare la studiul stabilității statice și la funcționarea sistemului electroenergetic național pe zone autonome.

Rezultatele obținute în teza de doctorat elucidează unele aspecte legate de întocmirea modelelor matematice ale elementelor de sistem utilizate în studiul stabilității statice și prin contribuțiile originale deschid noi perspective de dezvoltare a cercetărilor în acest domeniu. Din punct de vedere al aplicabilității practice se relevă condițiile necesare funcționării sistemului electroenergetic național pe zone autonome în două regimuri de lucru cu caracteristici extreme și se semnaleză dificultățile care pot apărea oferindu-se rețete și metodologii de depășire a lor. O parte din aceste rezultate au fost utilizate în cadrul a trei contracte de cercetare științifică /214/, /215/, /216/ elaborate de "Colectivul de cercetare-proiectare pentru electroenergetică" din Institutul Politehnic "Traian Vuia" din Timișoara pentru beneficiarii de prestigiu: Centrul hidroelectric Porțile de Fier, ICEBERG

București și CCSITEN Reșița, o altă parte se găsesc publicate în /40/, /114/, /115/, /116/, /117/, /118/, /119/, /120/, iar restul sînt prezentate în premieră.

Teza a fost elaborată sub îndrumarea permanentă și generoasă a tov. prof.dr.ing. Ioan Novac pentru care autorul nutrește sentimente de adîncă stimă și considerație.

Aduc mulțumiri călduroase conducerii Catedrei de Electroenergetică din Institutul Politehnic "Traian Vuia" Timișoara, șefului ei tov. conf.dr.ing. Alexandru Vasilievici pentru crearea tuturor condițiilor de lucru necesare elaborării tezei de doctorat.

Intocmirea lucrării s-a realizat în cea mai mare parte în perioada cînd fiind la conducerea catedrei, tov. prof.dr.ing. Viorel Negru mi-a acordat tot sprijinul și înțelegerea necesară, fapt pentru care îi aduc pe această cale mulțumirile mele.

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

La crearea unei atmosfere propice elaborării lucrării au contribuit tov. șef lucr.ing. Ștefan Kilyeni, asist.ing. Mihai Moga, șef lucr. Corneliu Velicescu, asist.ing. Flavius Șurianu și șef lucr.dr.ing. Adrian Buta, colegii mei din Colectivul de Rețele și Sisteme Electroenergetice, prin discuții constructive și sprijin camaraderesc pentru care doresc să le mulțumesc în mod deosebit.

Exprim mulțumirile mele tuturor membrilor Catedrei de Electroenergetică pentru sollicitudinea și înțelegerea care au dovedit-o în perioada elaborării tezei.

Imi face plăcere să amintesc colaborarea fructuoasă pe care am avut-o cu colegii mei din cadrul Colectivului de Automatică: tov. șef.lucr.dr.ing. Toma Dragomir și șef lucr.dr.ing. Ștefan Preitl.

Menționez utilitatea convorbirilor avute cu reprezentanții întreprinderilor ICKENERG, București, CHE Porțile de Fier, CCSITEN Reșița în cadrul bunelor relații de colaborare pe care le-am întreținut.

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

Mulțumesc tuturor acelor care prin sprijinul acordat și bunăvoința dovedită cu diverse ocazii au făcut posibilă finalizarea optimă a lucrării.

Textul a fost dactilografiat cu pricepere și răbdare de tov. Lucia Tamás, iar partea grafică o datorez îndemnării tov. tehn. Adriana Marușescu.

În final și nu în ultimul rînd, trebuie să remarc înțelegerea și căldura cu care am fost sprijinit de întreaga mea familie, în special de soția mea Maria și de sora mea Ruxandra.

INDEXUL ABREVIERILOR, NOTAȚIILOR ȘI PRINCIPALILOR INDICI UTILIZAȚI

Abrevieri:

AR	-anclanșarea automată a rezervei	SEE	-sistem electroenergetic
AT	-autotransformator	SEN	-sistem electroenergetic național
HE	-centrală hidroelectrică	SRAS	-sistem de reglare automată a excitației
$\frac{d}{dt}$	-operatorul de derivare	SRAV	-sistem de reglare automată a vitezei (turației)
SAS	-descărcarea automată a sarcinii	STS	-stabilitate statică
GS	-generator sincron	TE	-transformator electric
HG	-hidrogenerator	t.e.m.	-tensiune electromotoare
LE(A)	-linie electrică (aeriană)	TG	-turbogenerator
MAS	-motor asincron	t.m.m.	-tensiune magnetomotoare
M	-model matematic	u.a.	-unități absolute
MP	-mașină primară	U.M.	-unități de măsură
S	-mașină sincronă	u.r.	-unități relative
RAR	-reanclanșarea automată rapidă	u.r.n.	-unități relative nominale
RAT	-regulator automat de tensiune	VECP	-vectori proprii
RAV	-regulator automat de viteză	VPR	-valori proprii
RE	-rețea electrică		
SES	-sistem de ecuații		

Cîteva notații importante utilizate:

- " " -pentru matrici (vectori); de ex: \bar{A} -matrice; \bar{V} -vector.
- " [] " -pentru scrierea pe componente a matricilor (vectorilor); de ex: $[a_{ij}]$ -matricea \bar{A} ; $[v_1, v_2, \dots, v_k, \dots, v_m]$ -vectorul \bar{V} .
- " $\underline{\quad}$ " -pentru variabilele complexe; de ex: \underline{Z} -variabilă complexă.
- " det " -pentru determinant; de ex: $\det \bar{A}$ -determinantul matricii \bar{A} .
- " ' " -pentru transpusă; de ex: \bar{A}' -transpusa matricii \bar{A} .
- " $^{-1}$ " -pentru inversă; de ex: \bar{A}^{-1} -inversa matricii \bar{A} .
- " conjg " -pentru conjugată; de ex: $\text{conjg.} \underline{Z}$ -conjugata mărimei \underline{Z} .
- " | | " -valoarea absolută a unei variabile (număr) reale; de ex: $|-2, 3|$.
-modulul unei variabile (număr) complexe; de ex: $|\underline{Z}|$.
-norma unei matrice (vector); de ex: $|\bar{A}|$ -norma lui \bar{A} .
- " diag " -matrice diagonală; de ex: $\text{diag.} [a_{11}, \dots, a_{mm}]$ -matrice diagonală cu elementele de pe diagonala principală a_{kk} $k=1, \dots, m$.
- " Δ " -pentru perturbații.

Principalii indici utilizați:

"s"	-pentru stator	"d"	-pentru componente d, q, 0
"r"	-pentru rotor	"T"	-pentru curenții turbionari
"nom"	-pentru mărime nominală	"sat"	-pentru mărime afectate de saturație
"B"	-pentru mărime de bază	"n"	-pentru matrice normată sau nodală
"G"	-pentru dispersie	"N"	-pentru mărime din regim normal
"f"	-pentru mărime de fază	"h"	-pentru inductivitatea utilă
"E, D, TD, Q, TQ, a, b, c, d, q, 0"	-pentru înfășurările respective.		

C U P R I N S

Capitolul 1. PROBLEME ACTUALE ALE FUNCȚIONĂRII INTERCONECTATE A GS ÎN REGIM NORMAL REFLECTATE ÎN STUDIUL STS.....	11
1.1. Introducere.....	11
1.2. Probleme actuale ale funcționării interconectate ale GS în SEN.....	12
1.2.1. Evacuarea energiei electrice din centralele electrice în zonele de consum.....	12
1.2.2. Optimizarea reglajelor din centrale.....	14
1.3. Tendințe actuale în studiul STS.....	15
1.3.1. Corelarea optimă dintre precizia calculului și costul lor.....	15
1.3.1.1. Reducerea SEE real la unul echivalent.....	16
1.3.1.2. Reprezentarea simplificată a elementelor de SEE.....	16
1.3.1.3. Îmbunătățiri în tehnica de calcul.....	17
1.3.1.4. Cercetarea problemelor de STS pe mai multe trepte de selecție a regimurilor.....	20
1.3.1.5. Corelarea cercetării STS cu studiul altor probleme esențiale ale SEE.....	21
1.3.2. Introducerea masivă a tehnicii de calcul și cerce- tare moderne.....	22
1.3.3. Abordarea problemelor de STS prin prisma teoriei generale a sistemelor.....	24
Capitolul 2. REPREZENTAREA GS ÎN STUDIILE DE STS.....	26
2.1. Introducere.....	26
2.2. Stabilirea ecuațiilor de funcționare ale GS.....	28
2.2.1. Descrierea MS reale considerate în studiu.....	28
2.2.2. Ipoteze simplificatoare. MS idealizată.....	29
2.2.3. Sensurile de referință și convențiile de semne pentru MS idealizată.....	31
2.2.4. Ecuațiile de funcționare ale MS idealizate.....	33
2.2.5. Transformări de coordonate.....	36
2.2.5.1. Aspecte generale ale introducerii sistemului de referință $d, q, 0$	36
2.2.5.2. MS echivalentă corespunzătoare transformării $d, q, 0$	37
2.2.5.3. Relațiile de transformare între mărimile MS idealizate și MS echivalente.....	38
2.2.5.4. Ecuațiile de funcționare ale MS echivalente.....	41
2.2.6. Sistemul de unități relative (u.r.).....	42
2.2.6.1. Considerații privind adoptarea sistemului u.r.	42
2.2.6.2. Adoptarea mărimilor de bază.....	43
2.2.6.3. Ecuațiile MS echivalente în u.r.	45
2.3. Considerarea curenților turbionari în MM al MS.....	47
2.3.1. Importanța considerării curenților turbionari în modelarea MS.....	47

2.3.2.	Conceptii referitoare la considerarea curenților turbionari în MM al MS.....	48
2.3.3.	Ecuațiile MS echivalente ținând cont de influența curenților turbionari.....	50
2.4.	MM pentru reprezentarea GS în studiile de STS.....	52
2.4.1.	Aspecte generale privind noțiunea de stabilitate a GS din SKE complexe.....	52
2.4.2.	Definiții adoptate cu referire la stabilitatea GS complex interconectate.....	53
2.4.4.	Reconsiderarea definițiilor prin prisma teoriei stabilității după prima aproximație.....	56
2.4.3.	Aprecierea critică a definițiilor adoptate și a modului de abordare a studiului STS	55
2.4.5.	Regimul staționar simetric normal al GS.....	58
2.4.6.	Ecuațiile GS pentru mici perturbații.....	62
2.5.	Considerarea saturației fierului în MM al MS cu referire la STS.....	64
2.5.1.	Importanța considerării saturației în MM al GS.....	64
2.5.2.	Reprezentarea caracteristicii de magnetizare a GS.....	64
2.5.3.	Stabilirea modului în care saturația afectează diferite categorii de reactanțe.....	67
2.5.4.	Includerea saturației în MM al GS.....	69
2.5.4.1.	Aspecte generale ale considerării saturației în MM al GS la studiul STS.....	69
2.5.4.2.	Considerarea saturației în studiul regimului staționar al GS.....	69
2.5.4.3.	Considerarea saturației în MM al GS la mici perturbații.....	73
2.6.	Considerarea histerezei fierului în MM al MS cu referire la STS.....	76
2.6.1.	Importanța considerării histerezei în MM al GS.....	76
2.6.2.	Includerea histerezei în MM al GS cu referire la STS.....	77
2.7.	Aspecte principale ale utilizării MM al GS în studiile de STS.....	79
Capitolul 3.	REPREZENTAREA ELEMENTELOR EXTERIOARE GS ÎN STUDIUL STS.....	85
3.1.	Introducere.....	85
3.2.	MM al SRAE.....	86
3.2.1.	Aspecte generale ale reglării excitației GS.....	86
3.2.2.	Influența SRAE asupra STS a GS.....	88
3.2.3.	Considerarea în calcule a SRAE.....	89
3.2.3.1.	Adoptarea schemei bloc și a funcțiilor de transfer pentru SRAE.....	89
3.2.3.2.	Ecuațiile SRAE în regim de mici perturbații.....	93
3.3.	MM al MP și al RAV pentru STS.....	94

3.3.1.	Aspecte generale ale reglării turatiei GS.....	94
3.3.2.	Influența RAT și a MP asupra STS a GS.....	95
3.3.3.	Considerarea în calcule a RAV și a MP.....	96
3.3.3.1.	Adoptarea schemelor bloc și a funcțiilor de transfer pentru RAV și MP.....	96
3.3.3.2.	Ecuațiile RAV și ale MP în regim de mici perturbații.....	99
3.4.	Considerarea consumatorilor în studiul STS.....	99
3.4.1.	Importanța considerării consumatorilor la studiul STS.....	99
3.4.2.	Modelarea consumatorilor la studiul STS.....	101
3.4.2.1.	Modelarea sarcinilor tip MAS.....	102
3.4.2.2.	Modelarea sarcinilor statice.....	104
3.5.	Considerarea RE de interconexiune în studiul STS.....	106
3.5.1.	Aspecte generale privind considerarea RE de interconexiune în studiul STS.....	106
3.5.2.	Modelarea TE și AT.....	108
3.5.3.	Modelarea LE de interconexiune.....	113
3.5.4.	Considerarea LE de interconexiune în studiul STS.....	114
3.6.	NM al ansamblului SEE la analiza STS.....	116
3.6.1.	Alcătuirea NM de ansamblu pentru SEE în studiul STS.....	117
3.6.1.1.	SEC pentru un nod "i" aflat în zona de interes a SEE.....	117
3.6.1.2.	Ecuațiile pentru un nod "m" aflat în exteriorul zonei de interes a SEE.....	118
3.6.1.3.	Rearanjarea sistemului de ecuații.....	119
3.6.1.4.	Obținerea NM sub forma "intrare-stare-iesire".....	121
3.6.2.	Probleme speciale privind modelarea SEE.....	121
3.6.2.1.	Echivalarea zonei exterioare a SEE.....	121
3.6.2.2.	Centrul de inerție al rotoarelor GS din SEE.....	124
Capitolul 4.	ASPECTE MATEMATICE ALE STUDIULUI STS A GS COMPLEX INTERCONECTATE.....	127
4.1.	Introducere.....	127
4.2.	Prezentarea critică a metodelor de calcul utilizate în prezent la analiza STS.....	128
4.3.	Metoda de apreciere a STS.....	131
4.3.1.	Bazele matematice ale metodei propuse pentru testarea STS.....	131
4.3.2.	Algoritmi pentru aprecierea STS a SSS complexe.....	133
4.3.3.	Aspecte ale aplicării practice a metodei de apreciere propuse pentru STS.....	135
4.3.4.	Avantajele utilizării metodei și algoritmului propus pentru aprecierea STS.....	138
4.4.	Integrarea numerică a NM cu simulezii com- portarea SSS la mici perturbații.....	139

4.4.1.	Aspecte matematice generale.....	139
4.4.2.	Calculul numeric al matricii de tranziție.....	140
4.4.3.	Calculul integralei de convoluție a mărimilor de comandă.....	141
4.4.4.	Prezentarea metodei de integrare propuse.....	144
4.4.5.	Aspecte practice ale simulării răspunsului tranzitoriu al SES la mici perturbații.....	145
Capitolul 5.	ANALIZA STABILITĂȚII STATICE A REGIMULUI DE FUNCȚIONARE INSULARIZATĂ PENTRU O ZONĂ DIN SEN.....	146
5.1.	Introducere.....	146
5.2.	Prezentarea SEE din zona Transilvaniei și a regimurilor considerate în studiu.....	147
5.3.	Descrierea sumară a programelor de calcul utilizate pentru studiul STS în SEE complexe.....	148
5.4.	Regimul permanent normal de funcționare a zonei Transilvaniei.....	154
5.5.	Analiza STS a regimului de sarcină minimă la funcționarea insularizată a zonei Transilvaniei.....	156
5.6.	Studiul influenței factorului de amplificarea a SRAE asupra STS în cazul regimului RMIN.....	168
5.7.	Studiul STS a unor regimuri învecinate cu RMIN.....	172
5.8.	Analiza regimului RMAX a zonei Transilvaniei funcționând insularizat.....	177
Capitolul 6.	CONCLUZII.....	180
	BIBLIOGRAFIE.....	185

PROBLEME ACTUALE ALE FUNCȚIONĂRII INTERCONECTATE A GENERATOARELOR
SINCRONE ÎN REGIM NORMAL REFLECTATE ÎN STUDIUL STABILITĂȚII STATICE

1.1. INTRODUCERE

Preocupările legate de stabilitatea SE se întâlnesc începând cu ani douăzeci ai secolului nostru, fiind determinate de începuturile interconectării GS în cadrul unor RE mai extinse /54/, /55/, /147/. Ponderea lucrărilor consacrate funcționării stabile a SEE crește pe măsura dezvoltării RE /53/, /57/, /151/, /156/, /190/, și a cerințelor de economie și siguranță în alimentare /141/, /151/, astfel încât în ultimele două decenii studiul stabilității constituie una din principalele direcții de cercetare din electroenergetică și acestei probleme i se consacra mijloace materiale și umane deosebit de ample.

Factorii determinanți ce au condus la extinderea remarcabilă a investigațiilor în acest domeniu sînt /53/, /57/, /151/, /156/, /166/;

a) Dezvoltarea puternică a SEE manifestată prin:

- cuprinderea unei suprafețe tot mai întinse deservită de RE, ajungîndu-se la dimensiuni continentale;
- creșterea gradului de interconexiune a RE;
- separarea sarcinilor de surse și mărirea distanțelor dintre acestea la sute sau mii de kilometri;
- diversificarea nivelelor de tensiune însoțită de creșterea valorilor nominale ale acesteia;
- mărirea puterilor vehiculate în RE;
- introducerea în funcțiune a instalațiilor cu puteri unitare mari.

b) Tendința de a folosi la maximum caracteristicile tehnice ale echipamentului în vederea creșterii rentabilității lui;

c) Sporirea exigenței față de fiabilitatea SEE, impusă de posibilitatea apariției unor daune catastrofale în cazul nealimentării cu energie a unor consumatori deosebiți de importanți situați pe suprafețe echivalente teritoriul unor țări de mărime mijlocie.

Referitor la studiul stabilității SEE în țara noastră, e de remarcat faptul că necesitatea lui s-a manifestat începînd din 1964, odată cu extinderea și buclarea RE de 110 kV, atunci cînd au apărut legături lungi, puternic încărcate cu sarcini active și reactive mari /55/. Pe măsura trecerii timpului, asigurarea funcționării stabile a căpătînd dimensiuni noi, fapt subliniat de regimurile de gol, de sarcină și de încărcare capacitivă ca și de diversele regimuri tranzitorii. Gravitatea problemelor s-a manifestat cu prilejul avariei din mai 1977 cînd, potrivit unor afirmații, pagubele cauzate de nealimentarea cu energie electrice

că pe durata a câtorva ore, au întrecut de câteva ori daunele produse de cutremurul din martie 1977.

În prezent investigațiile în legătură cu stabilitatea se conduc în cadrul ISPE-București, ICEMENERG-București, DEN și în institutele politehnice din țară. Cercetătorii români au adus o serie de contribuții importante legate de stabilirea și optimizarea regimurilor normale de funcționare, de studiul pe mai multe trepte de selecție a regimurilor, de întocmirea unor echivalenți de rețea. S-au realizat programe de calcul ce permit o analiză fină a fenomenelor de stabilitate. Se remarcă contribuția deosebită a acad. Păul Dimo la elaborarea metodei analizei nodale și a echivalenților REI larg adoptată pe plan mondial și cu avantaje deosebite /54/, /55/, /69/, /75/.

Acest capitol are drept scop formarea unei imagini asupra situației cunoștințelor din domeniul cercetat, prezentând:

- a) problemele actuale legate de funcționarea interconectată a GS;
- b) tendințele actuale existente în studiul STS;

în scopul stabilirii liniilor directoare ce vor fi urmate în cadrul lucrării.

Contribuția autorului constă în sintetizarea și sistematizarea unui vast material bibliografic (216 titluri), rezultând o viziune proprie asupra stadiului actual de cercetare a STS a SEB.

1.2. PROBLEME ACTUALE ALE FUNCȚIONĂRII INTERCONECTATE A GENERATOARELOR SINCRONE DIN SISTEMUL ELECTROENERGETIC NAȚIONAL ÎN REGIM NORMAL ȘI TRANZITORIU

1.2.1. Evacuarea energiei electrice din centralele electrice în zonele de consum

Ca urmare a repartizării neuniforme a resurselor energetice clasice, țara noastră cuprinde trei zone cu densități diferite de repartizare a centralelor electrice:

- a) Zona Olteniei în care se găsesc amplasate principalele centrale electrice reprezentând aproximativ 40 % din puterea instalată în SEN, ceea ce raportat la consumul local creează un excedent de putere de aprox. 1000 MW;
- b) Zona limitrofă Olteniei, ce cuprinde sudul Transilvaniei și Muntenia, în care există un relativ echilibru între cererea și oferta de energie electrică, incluzând aproximativ 32 % din puterea instalată în SEN;
- c) Zona care include restul Transilvaniei și Moldova cu un deficit de putere, puterea instalată în centralele electrice fiind de aprox. 17 % din total.

Centrul puterii instalate (până la 100 %) se găsește în centrale sub 150

MW repartizate pe întreg teritoriul țării.

Evacuarea energiei produse în centrale nu prezintă probleme deosebite datorită adoptării schemelor bloc GS-TE ridicător, injecția de putere făcându-se de regulă în RE de 220 kV, și mai rar în cele de 400 kV. Transferul excedentului de putere din zona Olteniei spre Transilvania și Moldova se realizează prin intermediul unor coridoare prevăzute cu linii de 220 kV și 400 kV din care se remarcă traseele: Porțile de Fier-Slatina-București-Cura Ialomiței-Brăila-Borzești; Porțile de Fier-Reșița-Timișoara-Arad; Slatina-Aref-Sibiu-Luduș-Seini; Arad-Deva-Sibiu-Brașov-Borzești-Iași; Luduș-Pîntînele-Bicaz-Gutinaș; București-Brazi-Brașov.

Pentru vehicularea importantului flux de energie electrică se preconizează astfel de regimuri de funcționare ale SEN, încât să coreleze aspectele legate de economicitate cu cele legate de siguranța în funcționare. În acest sens este necesară stabilirea în prealabil a unor regimuri de bază optimizate, care să țină cont de prognoza cererii de energie, în condițiile asigurării unei rezerve de STS și tranzitorie satisfăcătoare; apoi trebuie elaborate scenariile privind măsurile ce se vor adopta în cazul avariilor pentru menținerea funcționării SEN în ansamblu sau pe părți componente ale acestuia.

Dintre regimurile urmărite prezintă o importanță deosebită următoarele categorii:

a) Regimul de sarcină maximă care presupune repartizarea economică a sarcinii cu preluarea vârfului de putere de către CHE cu lac de acumulare. O atenție deosebită este acordată reducerii pierderilor de energie electrică în RE. Stabilirea încărcării centralelor și a circulației de curenți pe elementele RE implică găsirea optimului unor funcții economice neliniare, ale căror variabile sînt supuse la restricții neliniare /141/, /142/, /181/. În final se verifică rezerva de STS în diversele secțiuni ale RE și pe principalele magistrale apreciindu-se elasticitatea regimului, adică capacitatea SEN de a trece în alte stări posibile ca urmare a scoaterii din funcțiune a unor elemente;

b) Regimul de sarcină minimă se manifestă în golurile de noapte și în zilele de sărbătoare sau odihnă. Principala caracteristică a sa o constituie excedentul de putere reactivă ce apare /13/, /69/, /123/. În cadrul SEN astfel de situații pot avea loc pe liniile de 400 kV ce asigură transportul energiei de la Porțile de Fier spre București și Dobrogea, în golurile de noapte sau în perioadele cu consum redus la irigații /69/. Prezența surplusului masiv de putere reactivă pune probleme deosebite legate de creșterea tensiunii în RE, de echilibrarea bilanțului de putere reactivă, de apariția fenomenelor de instabilitate și de autoexcitare a GS /69/, /182/. Principalele mijloace destinate rezolvării acestor probleme sînt:

1. Polonirea unor bobine de compensare conectate direct la LE sau în terțiatul AT de 220/110/38 kV; bobinele sînt necesare și pentru micșorarea suprațensiunilor de comutație /131/, însă costul lor este proporțional cu puterea nominală, ceea ce face rațională utilizarea GS la preluarea unei importante părți din energia reactivă.

2. Variația sub sarcină a raportului de transformare al TE și AT din SEE cu ajutorul comutatorului de ploturi este puțin recomandabilă deoarece duce la uzura prematură a acestuia, mai ales datorită curentului capacitiv comutat /69/.

3. Funcționarea GS de mare putere în regim capacitiv /69/, /13/, /55/ ridică probleme deosebite datorită:

- încălzirii părților frontale ale GS /13/, /55/, /69/, /75/;
- posibilității apariției autoexcitației GS /166/, /182/;
- pierderii STS /13/, /55/, /75/, /123/, /182/;

Corelația dintre limitările datorită încălzirii și cele datorită instabilității statice depinde de tipul constructiv al GS și de funcționarea lui în SEE /69/. Este economic ca încărcarea GS să fie posibilă pînă la limitele sale termice și să nu existe restricții date de dinamica funcționării sale, inclusiv cea a reglajelor /57/.

c) Regimurile postavarie se stabilesc în SEE ca urmare a lichidării unor defecte din RE, prin deconectări de LE, stații, GS, prin sacrificarea unor consumatori mai puțini importanți. Atingerea regimului postavarie se face prin acționarea corespunzătoare a automaticii de sistem (protecția prin rele, DAS, RAR(F), AAR și a SRAV, și SRAE din centrale). Principalele calități care se impun unor astfel de regimuri sînt:

- să aibă o rezervă de stabilitate suficientă, avînd în vedere condițiile grele ce apar ca urmare a avariilor;
- să fie suficient de "apropiate" de regimul normal de funcționare pentru a putea fi ușor atinse sau pentru a permite revenirea rapidă la starea inițială.

În condițiile actuale de dezvoltare a SEN cînd fenomenele ce apar sînt extrem de complexe și pot fi greu stăpînite se acordă importanță crescută regimurilor "insularizate" (funcționării în regim de "insulă") care se ating prin desfacerea RE în cîteva subrețele ("insule") ce funcționează complet separat. Fiecare subsistem trebuie să fie stabil deși frecvențele lor diferă. După înlăturarea avariilor se reface structura inițială a SEE /138/.

1.2.2. Optimizarea reglajelor din centrale

Condițiile istorice de formare și dezvoltare a SEN au condus la existența unor tipuri de GS mult diferite ca performanță și caracteristici:

- ele provin din URSS, Franța, RSC, RPU, RFG, și în prezent din producția autohtonă;
- gama de puteri cuprinde pentru TG valorile: 25; 50; 60; 100; 150; 200; 315; 330 MW, iar pentru HT: 27,5; 50; 55; 73,5; 170; 175 MW;
- tensiunile nominale sînt de: 6; 10; 15; 18 kV;
- parametrii nominali prezintă o dispersie relativ ridicată a valorilor;
- GS instalate de multe ori chiar în aceeași centrală și de același tip sînt prevăzute cu SRAV și SRAE de diverse proveniențe și caracteristici;
- SRAV prezintă o dispersie mai redusă a caracteristicilor avînd în general servomecanisme hidraulice.

Elementele de reglare automată acționează la momente diferite ale proceselor tranzitorii ce apar ca urmare a unor perturbații mai mici sau mai mari din SEE. În acest sens primele elemente de reglare care intervin sînt protecțiile elementelor de sistem și reglajul de tensiune. Abia după cîteva secunde se face simțită acțiunea SRAV și în final după zeci de secunde acțiunea reglajelor instalațiilor termomecanice. Se constată necesitatea corelației corespunzătoare între reglaje, lucru dificil de realizat datorită cerințelor contradictorii impuse, complexității schemei SER, structurii complicate a elementelor de reglaj, caracteristicilor mult diferite ale elementelor ale SEN.

O particularitate deosebită a SEN o constituie funcționarea "apropiată" a CHE relativ la CTE ceea ce face ca rezultatele prezentate în literatura de specialitate pentru structura de tipul GS-TE-LE-SEE să nu poată fi utilizate direct.

Cerințele impuse reglajelor au caracter contradictoriu în regimuri diferite așa cum s-a precizat în /25/, /49/, /166/, /180/, /197/. De exemplu, pentru extinderea domeniului de STS amplificarea pe canalul principal al RAT trebuie să aibă valori relativ scăzute, pe cînd pentru regimul tranzitoriu se recomandă valori mult mai ridicate /166/.

Din cele prezentate reiese necesitatea corelării între reglaje de diverse tipuri cît și între regulatoare de același tip instalate la GS diferite, ceea ce presupune optimizarea funcționării lor. Această problemă deosebit de complexă și de dificilă a stat, stă și va sta în atenția cercetătorilor fiind departe de o rezolvare finală și definitivă, cu tot numărul mare de lucrări existente în literatura de specialitate /2/, /21/, /50/, /51/, /53/, /61/, /63/, /74/, /95/, /111/, /121/, /129/, /141/, /149/, /188/, /196/, /198/, /203/, /204/, /210/.

1.3. TENDINȚE ACTUALE ÎN STUDIUL STABILITĂȚII STATICE

1.3.1. Corelarea optimă dintre precizia calculului și costul lor

În prezent studiile de STS necesită un timp de calcul considerabil

rabil datorită /58/: extinderii SEE; considerării mai mult sau mai puțin simplificate a reglajelor; creșterii pretențiilor legate de precizia determinării limitelor de stabilitate motivate de funcționarea SEE în imediata apropiere a domeniului de instabilitate.

Costul studiului, care este direct proporțional cu timpul de calcul, este de dorit să fie cât mai redus fără a prejudicia calitatea rezultatelor obținute. Pentru a se micșora durata de calcul se apelează la diverse mijloace ce vor fi expuse în continuare.

1.3.1.1. Reducerea SEE real la unul echivalent de dimensiuni mai reduse

care să aibă o comportare asemănătoare cu cel inițial, prezintă dificultăți în stabilirea unui compromis între precizia echivalării și complexitatea echivalentului /22/, /28/, /58/, /104/. Principalele metode de reducere sînt:

- a) Echivalarea unui grup de GS ale căror oscilații au o variație asemănătoare printr-un singur GS echivalent /28/, /150/, /199/;
- b) Echivalarea unei porțiuni de SEE printr-un GS echivalent /22/, /140/;
- c) Echivalarea unui SEE prin reducerea numărului de ecuații care descriu comportarea sa folosind:

1. Tehnica grupării variabilelor de stare ce se bazează pe divizarea lor în două grupe în funcție de influența pe care o au asupra caracteristicilor de frecvență, variabilelor cu constante mici de timp neglijîndu-se /104/;

2. Tehnica grupării VPR ce se bazează pe divizarea SEC original în subsisteme depinzînd de localizarea VPR în planul complex; această tehnică este mai exactă dar mai laborioasă, datorită calculului VPR /46/, /47/, /104/, /146/, /178/;

- d) Utilizarea echivalenților REI introduși de acad. Paul Dimo /32/, /54/ cunoaște în prezent o largă răspîndire pe plan mondial, permițînd abordarea relativ simplă a SEE extinse. Calitățile principale ale echivalenților REI constau în aproximarea strînsă a relațiilor referitoare la puterea în noduri ale RE originale și în păstrarea parțială a identității cu aproximarea strînsă a efectului nodurilor eliminate. În acest fel sînt posibile reduceri masive fără degradarea exactității rezultatelor /32/.

Precizia echivalării cu metodele a) și b) depinde de o anumită experiență în acest domeniu și necesită verificări prin calcule sau experimente ulterioare /32/, /51/, /81/, /190/.

1.3.1.2. Reprezentarea simplificată a elementelor de SEE

este o practică curentă în scopul reducerii duratei de calcul respectîndu-se gradul de precizie dorit /21/, /58/, /81/, /93/, /112/, /145/, /190/ și se recomandă în următoarele cazuri:

a) În studiul unor sisteme electroenergetice extinse nu toate elementele din SEE au aceeași importanță. Spre exemplu: GS îndepărtate de locul de defect sînt puțin afectate, oscilează foarte slab, contribuția lor la fenomenele tranzitorii este minoră, ceea ce justifică adoptarea unor simplificări majore în reprezentarea lor matematică. Pe baza unor calcule preliminare și a experienței pot fi depistate elementele de SEE ce vor fi modelate mai grosier, în acest fel reducîndu-se dimensiunile problemei /4/, /93/, /123/;

b) În anumite regimuri de funcționare influența unor fenomene poate fi neglijată, pe cînd în altele nu. Un exemplu clasic îl constituie saturația MS, care în regimuri capacitive este puternic resimțită, pe cînd în cele inductive este mai redusă ca urmare a fluxului de reacție cu caracter demagnetizant produs de curenții statorici. Incluziunea saturației în MM prezintă dificultăți datorită neliniarității caracteristicii de magnetizare a MS și conduce la mărirea numărului de pași de calcul, de aceea este de dorit ca ori de cîte ori este posibil să nu fie luată în considerație;

c) Este recomandabilă utilizarea unor MM simple ai căror parametri au fost determinați prin măsurători certe, față de adoptarea unor MM sofisticate ai căror parametri se stabilesc aproximativ, rezultatele din primul caz fiind de regulă superioare calitativ /46/;

d) Nu întotdeauna precizia rezultatelor trebuie să fie mare, ci există situații în care interesează în principal aspectul calitativ al fenomenelor. Un astfel de caz este prima treaptă de selecție a regimurilor periculoase, cînd de regulă se adoptă chiar și cele mai dure ipoteze simplificatoare, MM ale elementelor de SEE avînd forma cea mai simplă cu putință /55/.

Referitor la modul concret sub care se manifestă simplificările se pot face următoarele precizări:

- a) Ipotezele care se adoptă depind de tipul și caracteristicile elementului de SEE considerat, fapt pentru care o prezentare detaliată a lor se va face în Cap. 2 și 3 ale acestei lucrări;
- b) Duritatea simplificărilor adoptate poate fi gradată de la neglijarea totală a unor influențe, pînă la considerarea lor mai mult sau mai puțin detaliată;
- c) Adoptarea unor ipoteze simplificatoare depinde de situația concretă analizată (schemă SES, tipul de regim, importanța contribuției elementului de SEE în cadrul RE, etc.), de gradul de precizie al rezultatelor, de scopul studiului și constituie în mare măsură o artă care se bazează pe experiență și intuiție.

1.3.1.3. Îmbunătățiri în tehnica de calcul prin folosirea unor metode mai eficiente /53/, /90/, /147/, /100/, /136/.

Evoluția conceptelor cu privire la stabilitate are o influență

504402 2076

directi și decizivă asupra tehnicilor de calcul folosite. În esență, prin stabilitatea GS se înțelege capacitatea acestora de a se menține în sincronism în diverse situații de funcționare interconectată /39/, /213/. Este de remarcă că noțiunea de stabilitate este legată de procesele electromecanice ale GS, în SEE putând să apară și instabilitatea electromagnetică manifestată prin fenomenul de autoexcitare a GS /166/, /182/. Instabilitatea, adică ieșirea din sincronism, are loc ca urmare a variațiilor mărimilor de stare sau a parametrilor SEE ca urmare a unor perturbații ce pot avea un caracter probabilistic sau deterministic, de valoare foarte mare sau foarte mică. Încă de la început a constituit o practică, ca în scop didactic și de cercetare, stabilitatea să se divizeze în /147/, /203/, /213/:

- STS - în "mic", când perturbațiile sînt foarte mici și relativ lente;
- stabilitate tranzitorie (dinamică) - în "mare" când perturbațiile sînt puternice și în general rapide.

Cu timpul aceste noțiuni și-au modificat sensul, astfel încît în literatura americană de specialitate sînt prezente trei noțiuni /50/, /51/:

- steady-state stability (STS) ce se referă la stabilitatea regimului staționar și corespunde cu noțiunea clasică;
- dynamic stability (stabilitate dinamică) ce se referă la stabilitatea GS cu SRAE și SRAV sub acțiunea unor mici perturbații;
- transient stability (stabilitate tranzitorie), care se referă la stabilitatea SEE sub acțiunea unor perturbații foarte severe și rapide: scurt-circuite, aruncări bruște de sarcină, deconectări de LE, etc.

În prezent, există o tendință netă, de a clarifica nu numai aspectele formale legate de vocabularul utilizat /32/, /3/, /211/, /213/, ci și de a se renunța la această divizare a problemelor în funcție de natura perturbației, considerîndu-se fenomenul independent de importanța incidentului ce l-a provocat /55/. O contribuție în acest sens o aduce și extinderea concepției de stabilitate perturbată datorată lui Liapunov, ca urmare a rezultatelor deosebite din acest domeniu ale cercetătorilor sovietici /147/, /200/ extinse apoi și de alți cercetători /96/, /151/. Ca urmare studiul stabilității se face în principal pe două căi:

a) Simularea răspunsului SEE în urma aplicării perturbației considerate (mică sau mare) care se poate realiza prin:

1. Polosirea unor modele:

- de tip analogic cunoscute sub numele de modele de curent alternativ cuplate sau nu cu calculatoare analogice care să simuleze funcționarea GS și a reglajelor aferente /108/;
- de natură fizică identică cu a SEE real, așa numitele micronețele ce conțin micromagini /20/, /181/ care prin intermediul scării de modelare urmăresc reproducerea fenomenelor reale. Principalul lor avantaj constă în legarea corectă a fenomenelor fizice, dar dezavantajele pe care le au sînt numeroase: precizie redusă, număr mic de mașini modelate, sînt

costisitoare, dificil de realizat, iar adaptarea lor la diverse structuri de rețea e greu realizabilă.

2. Rezolvarea ecuațiilor neliniare ce descriu comportarea sistemului:

- Calculatoare analogice care prezintă avantajele și dezavantajele modelelor fizice /6/, /102/, /133/, /137/;

- Calculatoare numerice folosind integrarea numerică /31/, /58/, /83/, /145/, /164/, /170/. Avantajele principale sînt date de dimensiunea mare a SEE ce se poate studia și de flexibilitatea deosebită în descrierea MM și a perturbațiilor aplicate. Prețul de cost mare al lor nu constituie un dezavantaj esențial, deoarece ele se pot utiliza și pentru rezolvarea problemelor de altă natură (stocări de date, probleme economice, etc.). Pentru rezolvarea ecuațiilor neliniare diferențiale și algebrice care descriu fenomenul se aplică metodele numerice. Tendința modernă este de a folosi algoritmi cu calități superioare: în cadrul aceleiași precizii de calcul să aibă o viteză sporită, stabilitate numerică ridicată și pași de calcul mari /42/, /170/. O atenție deosebită se îndreaptă spre metodele cu predicție și corecție: metoda trapezelor /58/, /83/, metoda Adams-Bensforth /83/, /164/, metoda Milne /31/, /83/, metoda Hamming /83/, /214/, metoda Ralston /83/, sub formă implicită, mai rar explicită, în dauna metodei clasice Runge-Kutta, utilizată doar la discontinuități sau la pornirea calculelor.

3. Incercări experimentale în SEE /12/, /42/, /43/, /58/. Principalul impediment îl constituie accesul dificil la experimente în instalațiile reale datorită perturbării unor consumatori foarte importanți, de multe ori cu efecte negative economice. Cu toate acestea, este de dorit ca un studiu concludent să se bazeze pe astfel de încercări care să valideze MM utilizate în calcule.

b) Cercetarea comportării fără rezolvarea efectivă a ecuațiilor la mici perturbații, care se realizează în principal pe două căi:

1. Studiul bazat pe ecuațiile liniarizate în jurul punctului de funcționare (prima metodă a lui Liapunov sau metoda directă) /147/, /177/, și folosind una din metodele:

- Mihailov /3/, /93/, /165/, /186/, /201/;

- Routh-Hurwitz /186/, /215/, /18/;

- separării domeniului de stabilitate /166/, /186/, /197/;

- locul rădăcinilor /15/, /18/;

- criteriului Nyquist /3/, /204/;

- teoria sensibilității /62/, /99/, /132/, /184/;

- situării valorilor proprii în planul complex /132/, /136/, /177/, /190/;

- criteriul semnelui termenului liber al ecuației caracteristice /10/;

- criterii practice de stabilitate /34/, /141/, /124/.

Tendința actuală este de a folosi aceste criterii în funcție de rezultatul urmărit /15/, /106/, /204/.

În prezent cele mai utilizate metode sînt situaarea valorilor proprii în planul complex care are dezavantajul unui calcul complicat dar care oferă informații prețioase despre comportarea SRS ; caracteristicile de frecvență în care se aplică criteriul Mihailov ce cunosc o dezvoltare tot mai largă datorită eficienței algoritmilor de calcul. O trăsătură modernă o constituie folosirea combinată a mai multor criterii astfel alese încît să se completeze reciproc fără a se mări volumul de calcul ca de exemplu în /166/.

2. Studiul stabilității SEC neliniare cu funcția lui Liapunov (a doua metodă a lui Liapunov) /62/, /96/, /151/, /147/, /171/, /172/. Principala dificultate o constituie găsirea funcției lui Liapunov deși și în acest sens s-au făcut progrese semnificative /96/, /147/, /200/. O cale larg utilizată o constituie găsirea unor funcții pe considerente energetice /147/, /153/, /171/, /172/, /183/. Un dezavantaj al metodei este acela că inexistența funcției nu atrage după sine concluzia de sistem instabil. Avantajul metodei constă în tratarea axiomatică a problemelor de stabilitate /153/, /171/, /172/ și determinarea ușoară a limitelor de stabilitate /153/. Prin aplicarea funcției lui Liapunov cu asocierea unor idei din teoria sensibilității, rezultă metode de proiectare a unor regulatoare cu caracteristici superioare și noi posibilități de apreciere a STS /172/.

Ca urmare a incertitudinii asupra unor valori ale parametrilor elementelor SEE datorită unor cauze obiective, sau subiective (erori de măsurare, date de catalog diferite de parametri reali, aprecierea unor valori cînd datele nu se cunosc) s-au aplicat recent, tot mai des, metode statistice- probabilistice /2/, /88/, /185/. Ele sînt justificate și de faptul că dispersia valorilor parametrilor și influența lor asupra limitelor de STS pot fi foarte diferite. În plus legătura între fiabilitate și probabilitatea de a depăși domeniul stabil de funcționare este pe deplin logică /185/. În procesul modelării statistice limitele domeniului de stabilitate se deformează apărînd trei subzone /185/: zona instabilă, zona condiționat instabilă, zona stabilă. Metodele cele mai des aplicate în acest caz sînt:

- Teoria probabilităților care permite considerarea riguroasă a variației întîmplătoare a parametrilor și stabilirea influenței lor asupra soluției, dar din păcate MM se construiește foarte greu;
- statistica experimentală care necesită multe încercări, extinzînd calculele și experimentele;
- metoda planificării experimentului aplicabilă la procesele multivariabile și are avantajul minimizării numărului de cazuri analizate pentru atingerea scopului propus.

1.3.1.4. Cercetarea problemelor de stabilitate pe mai multe trepte de selecție /55/, /75/.

Numărul mare de regimuri normale de funcționare ale SEE determinate de graficul de sarcină al consumatorilor, de disponibilitatea GS și LE, de configurația variabilă a RE impun necesitatea efectuării unui volum extrem de mare de calcule într-un timp relativ limitat și cu mijloace bănești date. Este o practică curentă și pe deplin justificată, adoptată în cadrul IEPB-București de a determina regimurile periculoase, asupra cărora trebuie îndreptată atenția, pe calea mai multor trepte de selecție (aprofundare) /55/, /75/. Experiența de calcul a condus la stabilirea a trei trepte de selecție /55/, /75/:

a) În prima treaptă se face o selecție pe modele reduse, influența factorilor mai importanți (reglaje, consumatori, etc.) se face simplificată la maxim. Se procedează după următoarea gradare:

1. GS-pe bare de putere infinită;

2. Două generatoare cuplate între ele, unul reprezentând centrala în studiu, celălalt SEE;

3. Schema echivalentă (REI) se face pentru nod, urmărindu-se influența diverselor GS din SEE asupra nodului cercetat.

b) În a doua treaptă de selecție se procedează la verificarea mai exactă a influenței reglajelor asupra limitei de STS, pentru cele mai grele cazuri găsite în prima etapă. În acest caz studiul STS se face pe MM al unei centrale interconectate cu SEE utilizând: ecuațiile regimului tranzitoriu electromecanic; ecuațiile regimului tranzitoriu electromagnetic numai pentru înfășurarea de excitație; ecuațiile SRAE; ecuațiile de bilanț pentru puterile active și reactive.

c) În a treia treaptă de selecție se face o analiză pe schemă completă, ce reprezintă SEE în întregime sau pe părți mai mult sau mai puțin extinse (restul schemei echivalându-se), cu considerarea SRAE și SRAV și ținând cont de caracteristicile statice sau dinamice ale consumatorilor.

1.3.1.5. Corelarea cercetării stabilității statice cu studiul altor probleme esențiale ale SEE /5/, /58/, /86/, /125/, /187/.

Se bazează pe faptul că problema STS este conexă cu:

a) Rezolvarea regimului de funcționare staționar al SEE /4/, /53/, /145/;

b) Calculul fiabilității sistemului, orice pierdere de stabilitate conducând la înrăutățirea indicelui de siguranță în funcționare /151/.

Se manifestă în prezent tendința de a îmbina determinarea circulației de puteri în RE cu calculele de STS în scopuri:

a) De a obține mai rapid și simultan informații complexe despre starea SEE /4/, /5/, /10/, /109/;

b) De a folosi rezultatele circulației de puteri la simularea răspunsului nolinear al SEE /11/, /58/, /93/, /145/, /214/.

Combinarea calculului regimului staționar cu aprecierea STS se poate face pe două căi:

a) Pe baza criteriului pozitivității termenului liber al ecuației caracteristice corelat cu pozitivitatea iacobianului SEC /5/, /10/, prin alegerea corespunzătoare a nodului de balansare și a variabilelor independente. În plus limita de stabilitate poate fi corelată cu limita de putere a SEE care conține LE lungi /5/. Determinarea stabilității în acest caz se face în ipoteza lipsei autooscilațiilor;

b) Pe baza corelării convergenței procesului iterativ de calcul al regimului staționar cu respectarea stabilității în lipsa autooscilațiilor /10/, /125/.

În cadrul simulării răspunsului SEE la o perturbație pentru a se evita soluționarea alternativă la fiecare pas de calcul a noului regim cu rezolvarea SEC diferențiale se poate proceda astfel /58/:

- a) Fie prin eliminarea variabilelor care nu sînt variabile de stare;
- b) Fie prin algebrizarea SEC diferențiale și integrarea implicită a lor.

1.3.2. Introducerea masivă a tehnicii de calcul și cercetare modernă

Calcululele de stabilitate prin caracteristicile pe care le au /202/: volum deosebit de mare de date vehiculate; complexitate deosebită a operațiilor efectuate; repetările datorate modificărilor de configurație și a diverselor regimuri de lucru și în final procesele iterative de calcul pentru anumite etape, nu numai că justifică dar chiar necesită cu stringență folosirea tehnicii de calcul moderne cu performanțe superioare care și-a făcut din plin apariția direct în cadrul SEE.

Utilizarea calculatoarelor electronice a revoluționat studiul STS, creșterea performanțelor acestora fiind în strînsă corelație cu mărimea și complexitatea reprezentării SEE cercetate. În sprijinul acestei afirmații intervin următoarele date /202/:

a) În 1958, în SUA, era întocmit un program de calcul pentru calculatoare din generația 1, ce studia comportarea a maximum 49 de GS la prima oscilație în urma unei perturbații. GS erau introduse printr-o reactanță echivalentă ce ținea cont de reglajul de tensiune. Sarcinile se considerau constante;

b) În 1967, tot în SUA, s-a realizat un program de calcul al stabilității pentru un SEE de 1000 de noduri, 2000 de LE, 250 de GS și 50 de compensatoare sincrone. GS erau modelate complet cu ecuațiile lui Park, se ținea cont de SRAE și SRAV. Era introdusă influența saturației și amortizărilor, iar sarcinile erau modelate prin caracteristicile lor dinamice. Programul era implementat pe calculatoare de generația 2,5.

c) În prezent nici un studiu mai aprofundat nu se poate concepe să se realizeze fără utilizarea tehnicii moderne de calcul care a devenit o unealtă folosită curent cu rezultate tot mai eficiente.

Dintre mijloacele moderne de calcul se utilizează frecvent:

a) Calculatoarele analogice /6/, /34/, /102/, /202/, care prezintă o serie de avantaje:

- modelează sistemele de reglaj cu amplificatoare operaționale ce folosesc circuite integrate cu calități deosebite privind precizia;
- orice modificare în schema de calcul este simplă și se face repede;
- nu necesită întocmirea unor programe de calcul ci doar realizarea unor scheme de interconexiune între componentele calculatorului;
- datele inițiale și parametrii de regim se modifică foarte ușor;
- rezultatele se obțin direct sub formă grafică.

Ele însă au și o serie de dezavantaje care le limitează aplicabilitatea doar la modelarea unei porțiuni relativ mici de SEE:

- au un număr limitat de amplificatoare operaționale și elemente neliniare; ceea ce permite reprezentarea a max. 6-10 GS;
- se întâmpină greutăți în calculul curenților din RE pentru că sistemele de coordonate ale RE diferă față de cele ale MS; chiar introducerea unor servoamplificatoare nu rezolvă satisfăcător această problemă;
- precizia de calcul nu e prea mare situându-se în jur de 2-5 %;
- în calculator pot apare oscilații de mică amplitudine datorită unor funcționări defectuoase, caz în care există riscul de a masca pierderea stabilității SEE.

b) Calculatoarele numerice /6/, /54/, /55/, /147/, /162/, /202/, sînt folosite pentru calcule de stabilitate în regim de lucru:

- off line, pentru problemele de proiectare a configurației SEE, de planificare a regimurilor de funcționare și de optimizare a reglajelor;
- on line, sau în timp real, cînd pe baza rezultatelor se iau imediat decizii de conducere operativă a SEE.

Avantajele folosirii calculatoarelor numerice sînt multiple: se pot reprezenta SEE deosebit de complexe; calculele se execută rapid cu o precizie foarte ridicată; există o mare flexibilitate în modificarea parametrilor de regim; se pot rezolva simultan mai multe probleme prin time-sharing. Dezavantajele principale sînt legate de volumul deosebit de mare de muncă depus pentru programarea lor, de prețul de cost ridicat și de relativa dificultate a comunicării între om și calculator.

Calculatoarele numerice utilizate în prezent în mod curent pe plan mondial fac parte din generațiile 3 și 3,5 putînd realiza milioane de operații aritmetice pe secundă, avînd memorii operative de ordinul megaoctetilor, suplimentate de memorii exterioare cu capacități de sute de megaocteți pe unitate. Limbajele de programare utilizate sînt de nivel înalt.

Realizările din țara noastră în acest domeniu sînt notabile /54/, /55/, /202/:

- încă din perioada 1961-1965 s-au efectuat primele calcule de stabilitate cu CIFA-102;

În 1968 s-au realizat programe pentru calculatorul Elliot cu considerarea fenomenelor tranzitorii ale GS, a SRAE și SRAV și a caracteristicilor statice ale marcinilor;

- în prezent se utilizează intens cele mai moderne calculatoare din seria PELLIX-C.256 pentru care există biblioteci de programe specializate în calcule privind problematica SSS;

- un deosebit aport în dialogul om-calculator a fost adus de acad. Paul Bimo care prin aplicarea principiilor analizei nodale a propus anagraful, un aparat de vizualizare a stării nodurilor din SEE, ce constituie un terminal al unui calculator numeric.

c) Calculatoarele hibride îmbină calitățile calculatoarelor analogice cu cele ale calculatoarelor numerice. Ele sînt proiectate în mod special, motiv pentru care au un preț de cost ridicat, iar experiența dobîndită în acest domeniu este insuficientă. Există totuși încercări în domeniul SEE de a utiliza calculatoare hibride /35/, /92/, /137/.

d) Aparatura de măsurare și cercetare utilizată direct în cadrul SEE este tot mai complexă și mai sofisticată, implicînd introducerea microprocesoarelor /12/, /43/, /97/, /122/. În acest sens se enumeră următoarele tipuri de aparate introduse în SEE: analizoare Fourier și corelatoare; înregistratoare automate pe bandă magnetică; convertoare de semnale analog numerice și numeric analogice; instrumente cu afisaj numeric și clasă de precizie foarte ridicată; traductoare cu performanțe deosebite; microprocesoare pentru prelucrarea în timp real a datelor măsurate și afișarea directă a unor rezultate; generatoare de semnal cu performanțe deosebite. Aceste aparate se utilizează pentru măsurători ale căror rezultate se prelucrează cu teoria identificării proceselor.

3.3.3. Abordarea problemelor prin metodele automatizării și a teoriei generale a sistemelor

Tendința de a aborda problemele de STS a SEE cu metodele automatizării se datorează următoarelor cauze:

a) Noțiunea generală de sistem înglobează definiția SEE. Prin sistem se înțelege o colecție de obiecte legate între ele prin fenomene de interacțiune sau interdependență /200/, iar SEE reprezintă mulțimea elementelor ce interacționează și care se împart în elemente de putere ce produc, transformă, transportă, distribuie și consumă energia electrică și elemente de comandă care reglează procesele care se desfășoară în SEE. /180/.

b) În SEE există elemente de reglaj pentru tensiune, frecvență, etc. /180/.

c) Între elementele SEE există legături de tip reacție.

d) Fiecărui element din SEE i se pot asocia mărimi de stare, de intrare, de ieșire, perturbatoare, iar comportarea lui poate fi descrisă prin

funcții de transfer.

În prezent este o practică curentă în studiile de stabilitate:

a) Reprezentarea elementelor de SEE prin scheme bloc indicându-se astfel legăturile existente și funcțiile lor de transfer /49/, /50/, /63/, /130/.

b) Folosirea unor noțiuni adoptate din automatică sau din teoria sistemelor: noțiunea de stare, spațiul stărilor, controlabilitate, observabilitate, reacție, echivalență, etc. /50/, /51/, /148/, /155/, /177/.

c) Utilizarea unor metode specifice automatizării:

- criteriile de stabilitate: Routh-Hurwitz, Mihailov, Nyquist, separarea domeniilor, etc. /3/, /15/, /18/, /30/, /33/, /122/, /186/, /188/;

- metodele de sinteză: metoda locului rădăcinilor, criteriile integrale de optimizare /15/, /25/, /53/, /61/, /62/, /95/, /121/, /148/, /159/, /198/;

- metodele de analiză: răspunsul la treaptă unitară, răspunsul la frecvență, etc. /3/, /11/, /12/, /41/, /43/, /53/, /37/, /122/.

Cercetarea problemelor de SEE a SEE prin prisma teoriei generale a sistemelor și automatizării oferă o serie de avantaje:

- se asigură un grad înalt de generalizare și axiomatizare;

- se pot prelua direct metode de rezolvare gata elaborate, eventual doar adaptându-se la specificul SEE;

- se pot stabili direct rezultate utile pe baza analogiilor dintre MM ale SEE și probleme similare rezolvate în automatică.

REPREZENTAREA GENERATORILOR SINCRONI ÎN STUDIILE DE STABILITATE

2.1. INTRODUCERE

În prezent, în studiile de STS, majoritatea cercetărilor utilizează pentru reprezentarea GS MM descris de ecuațiile lui Park și Gorev bazat pe teoria celor două axe elaborată de Blondel și Park. Numărul extrem de mare de lucrări care adoptă acest MM /6/, /11/, /31/, /36/, /41/, /48/, /56/, /61/, /62/, /70/, /74/, /81/, /83/, /90/, /93/, /97/, /99/, /107/, /118/, /119/, /129/, /145/, /157/, /162/, /143/, /144/, /214/, /216/ se datorește calităților deosebite ale acestuia, dintre care se remarcă:

- gradul deosebit de ridicat în finețea de reprezentare a GS /56/, /190/;
- posibilitatea oferită cercetătorului de a păstra tot timpul o legătură clară cu natura fizică a fenomenelor studiate /157/;
- elasticitatea mare, ce constă în obținerea cu ușurință a unor reprezentări de complexități diferite, prin adoptarea unor ipoteze simplificatoare alese în funcție de fenomenul studiat și de precizia dorită pentru obținerea rezultatelor /41/, /56/, /81/, /93/;
- largă aplicabilitate a MM la diverse tipuri de regimuri de funcționare precum și la diverse aspecte ale problemelor cercetate (stabilirea limitelor de stabilitate, optimizarea reglajelor, etc.) /15/, /74/, /145/, /177/, /196/, /197/;
- ușurința transpunerii sale pe calculatoarele electronice numerice și analogice /6/, /48/, /70/, /83/, /202/.

Utilizarea ecuațiilor GS sub forma dată de Park și Gorev s-a dovedit satisfăcătoare până în ultimii 15 ani, când introducerea în exploatarea grupurilor energetice cu puteri unitare de peste 200 MW, la care materialele active sînt folosite intensiv datorită unor metode moderne de răcire forțată /189/, a condus la apariția unor discrepante între rezultatele teoretice și cele experimentale /176/, /122/. Eforturile pentru depășirea dificultăților s-au făcut în principal pe două direcții și anume:

- îmbunătățirea MM existent prin considerarea principalelor fenomene neglijate de Park și Gorev și anume: curenții turbionari, saturația și histerezisul /11/, /12/, /16/, /28/, /30/, /44/, /45/, /91/, /93/, /97/, /103/, /107/, /122/, /134/, /135/, /152/, /161/, /167/, /168/, /192/, /193/, /194/;
- identificarea parametrilor modelului existent, în condiții de funcționare a GS cuplat la SME, utilizând semnale de probă astfel încît prin valorile măsurate să se țină cont implicit de saturație, curenți turbionari și histerezis /30/, /44/, /103/, /122/.

În cadrul acestui capitol, la stabilirea ecuațiilor de funcționare ale GS s-au impus următoarele condiții:

- asigurarea unui grad de generalitate suficient de ridicat în sensul posibilității adoptării MM atât la TG cât și la HG;
- introducerea în MM a fenomenelor legate de prezența miezului GS;
- adaptarea SEC la cercetarea STS a GS, deci la studiul regimului simetric normal peste care se suprapun mici perturbații, ce afectează simetric cele trei faze și care tind să modifice starca mașinii;
- obținerea modelului sub formă "intrare-stare-ieșire";
- în model se vor utiliza în principal caracteristicile și parametrii de catalog ai GS, oferii de producător în urma încercărilor clasice efectuate la probele de punere în funcțiune; această cerință este în concordanță cu baza de date aflată la dispoziția inginerului de sistem, pentru care obținerea parametrilor MS cu semnale de probă ridică dificultăți deosebite legate de prețul de cost, complexitatea metodei.

Pentru stabilirea MM ce descrie funcționarea GS și care satisface condițiile de mai sus se vor parcurge următoarele etape:

- a) În scopul stabilirii și clarificării ipotezelor și convențiilor adoptate, al transformărilor de coordonate utilizate și a sistemului de u.r. folosit, în § 2.2., se vor prezenta principalele elemente ale teoriei celor două axe referitoare la MS;
- b) În § 2.3. se va analiza critic și succint felul cum sînt reprezentate curenții turbionari în SEC al GS în diverse lucrări de specialitate. Apoi pe baza concluziilor ce se desprind, se completează în mod corespunzător MM stabilit în § 2.2.;
- c) În § 2.4. se vor prezenta ecuațiile de funcționare ale GS în regim staționar simetric normal, ca și ecuațiile regimului de mici perturbații;
- d) Considerarea saturației pentru regimul de mici perturbații va fi expusă în § 2.5.;
- e) Introducerii histerezei în MM al MS, cu ajutorul inductivităților reversibile, îi va fi consacrat § 2.6.;
- f) În final în § 2.7. vor fi prezentate concluzii referitoare la ecuațiile adoptate care descriu comportarea GS pentru STS.

Contribuțiile autorului la acest capitol constau în:

- sistematizarea teoriei clasice a MS pe baza consultării unui mare număr de lucrări de specialitate consacrate acestui domeniu;
- alegerea adecvată a convențiilor adoptate, în scopul obținerii unui MM cât mai corespunzător scopului propus;
- stabilirea transformărilor de coordonate și a sistemului de u.r. adecvate pentru studiul mai multor GS care funcționează interconectat;
- sintetizarea principalelor posibilități de considerare a curenților turbionari în MM al MS și adoptarea celei mai convenabile metode de reprezentare a lor;
- prezentarea STS a GS prin prisma teoriei calitative a ecuațiilor diferențiale cu referire la stabilitatea după primă aproximație;

- stabilirea ecuațiilor de funcționare la mici perturbații ținând cont de curenții turbionari și de saturație;
- introducerea histerezelor prin intermediul inductivităților reversibile;
- stabilirea celor mai generale ecuații sub forma "intrare-stare-ieșire" pentru MS în regim de mici perturbații;
- analiza sistematizată a ipotezelor simplificatoare ce se pot adopta și obținerea unui MM de ordin redus pentru GS.

3.2. STABILIREA ECUAȚIILOR DE FUNCȚIONARE ALE GENERATORULUI SINCRON ÎN TEORIA CELOR DOUA AXE (BLONDEL-PARK-GOREV)

3.2.1. Descrierea MS reale considerate în studiu

GS care funcționează în prezent în cadrul SEN au forme constructive variate /189/, ele deosebindu-se prin natura MP de antrenare a lor (turbină termo sau hidro), prin numărul de perechi de poli (în funcție de turajul MP), prin modul de răcire și prin soluțiile adoptate de firma producătoare (materiale și tehnologii utilizate, momentul proiectării MS, etc). Pentru simplificarea studiului, fără a afecta gradul său de generalitate, este necesară definirea unei MS standard, care să reunească caracteristicile comune și esențiale ale tuturor GS reale. Această MS va purta numele de "MS reală" și are următoarele caracteristici /36/, /37/, /59/, /73/:

- La fel ca toate GS din exploatare va fi o MS cu o înfășurare trifazată simetrică, având fazele a, b, c;
- Are o singură pereche de poli ($p=1$); în acest caz se urmăresc mai ușor fenomenele, fără a se influența forma ecuațiilor de funcționare și gradul lor de generalitate;
- Are în rotor:
 - o înfășurare de excitație E, plasată în axa polilor magnetici; este de remarcat că, în prezent, se preconizează construirea și a unor MS cu mai multe înfășurări de excitație, în scopul realizării unor performanțe deosebite /38/, /130/, însă ele nu constituie obiectul acestei lucrări;
 - o înfășurare de amortizare K, formată din bare scurt-circuitate plasate în tălpile polilor rotorici, întocmai ca și la toate MS de putere unitară mare din exploatare;
- Rotorul este construit cu poli aparenti, ceea ce determină o nesimetrie magnetică pentru circuitele din cele două axe rotorice, axa polilor și axa perpendiculară pe ea; un astfel de rotor reprezintă o generalizare a rotorului cu poli înecați, caracteristici pentru TG, la care nesimetria magnetică pe cele două axe este foarte redusă;
- Ca și în exploatare, MS reală are statorul și rotorul confecționate din fier iar înfășurările din cupru.

Reprezentarea simplificată a MS reale este prezentată în Fig. 2.1. Pentru GS real se presupun cunoscut:

- Caracteristicile electrice și magnetice ale materialelor din care este confecționat;
- Dimensiunile sale geometrice;
- Caracteristicile înfășurărilor (nr. de spire, factor de bobinaj, etc.).

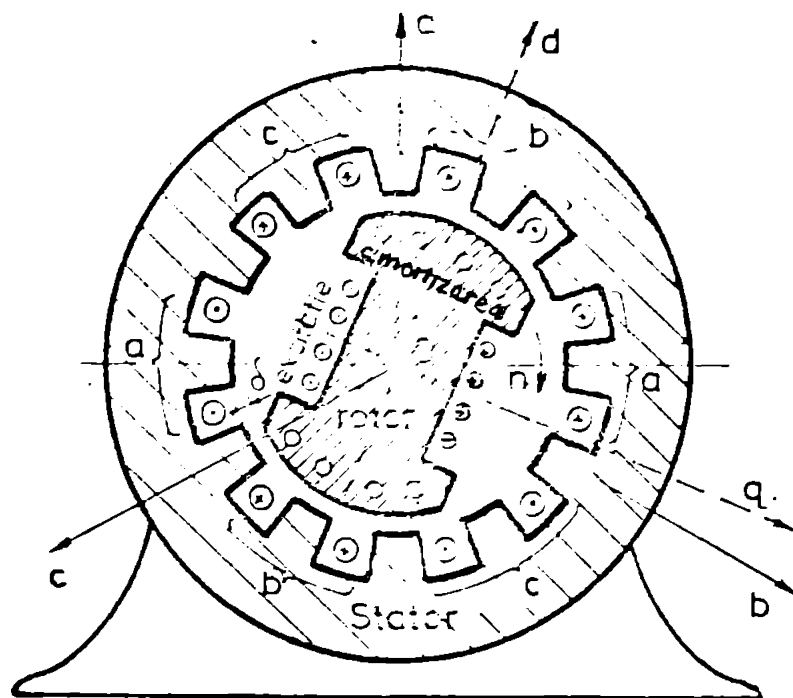


Fig.2.1. Secțiune transversală prin MS.

2.2.2. Ipoteze simplificatoare acceptate în teoria clasică a MS. MS idealizată.

Având în vedere complexitatea fenomenelor ce au loc în MS reală, în scopul obținerii unor ecuații care să descrie aspectele esențiale ale funcționării ei pe o cale cât mai directă și mai accesibilă, se admite introducerea unor ipoteze simplificatoare /37/. Acceptarea lor, conduce la conceptul de "MS ideală" a cărei imagine este redată în fig.2.2. (unii autori /37/ utilizează termenul de MS liniarizată, însă în acest caz trebuie atrasă atenția asupra faptului că SEC corespunzător MS nu este liniar, ci numai caracteristicile de material ale MS sînt liniare).

În funcție de natura lor și de influența asupra deformării comportării MS față de GS real, ipotezele simplificatoare se împart în patru categorii /37/:

I. Ipoteze referitoare la aspectul constructiv:

- din punct de vedere constructiv se consideră MS perfect simetrică față de axa centrală de rotație rotorică /37/;
- fazole se presupun repartizate simetric, decalate între ele cu $2\pi/3$ radiani, conform cerințelor impuse de construcția trifazată; din motive

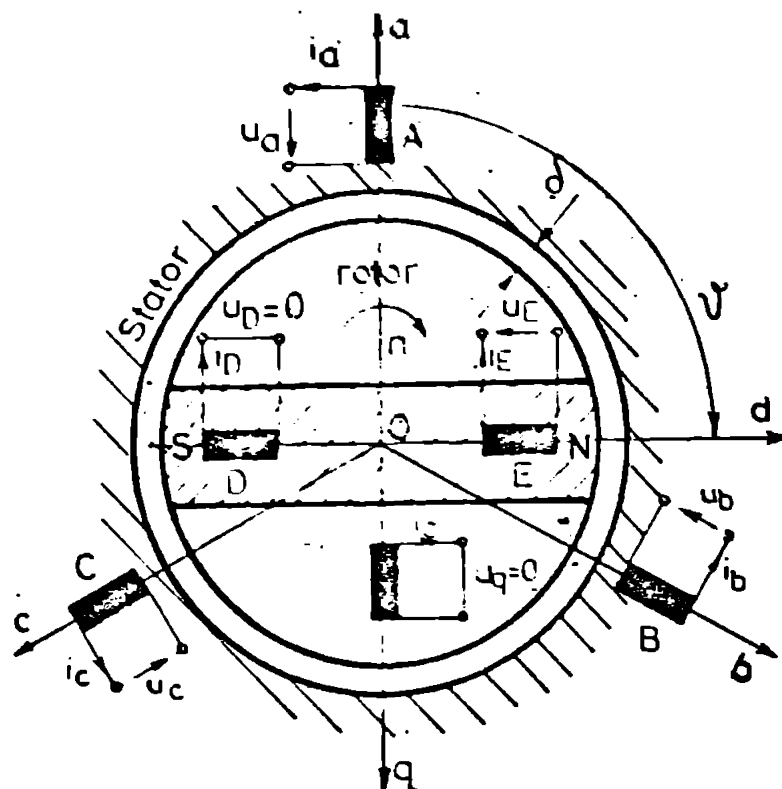


Fig.2.2. Reprezentarea MS idealizate cu fixarea sensurilor de referință adoptate.

de simplitate, pentru reprezentare (fig.2.2.) se utilizează forma concentrată a lor, dar în ecuații efectul acestora se va considera în forma sa reală /37/;

- din punct de vedere mecanic, rotorul GS se va considera ca un disc caracterizat prin momentul de inerție J , deși în realitate poate atinge lungimi considerabile (la un GS de 200 MW, rotorul are o lungime de 5 m. /100/);

- întrefierul se consideră constant în lungul pasului polar /36/, /59/, /84/ deoarece MS reală prezintă reluctanțe diferite pe cele două axe de simetrie, este necesară considerarea unui interstițiu nemagnetic pe axa d. /59/

Pentru că proiectarea și construcția GS se efectuează cu o deosebită atenție, ipotezele de categoria I. sînt îndeplinite practic în totalitate /37/.

II. Ipoteze cu efect minor asupra fluxului rezultat în întrefier /37/;

- se neglijează variația rezistenței electrice a înfășurărilor în funcție de temperatură /37/;

- se neglijează efectul pelicular din conductoarele înfășurărilor /37/;

- se neglijează efectul creștăturilor și al canalelor de răcire ale rotorului și statorului asupra fluxului în întrefier; prin această ipoteză se presupune că suprafețele rotorului și statorului sînt netede /97/, /37/;

- se neglijează efectul capacităților dintre spirele înfășurărilor sau dintre înfășurări /37/; în acest caz nu se vor putea studia fenomenele legate de undele de supratensiune, ceea ce nu contravine scopului propus.

Ipotezele de categoria II. sînt satisfăcute în mare măsură, mai ales că parametrii MS se determină considerînd implicit fenomenele neglijate, prin efectul lor mediu din regimul normal de funcționare. Se menționează că fenomenele în discuție se pot analiza în detaliu dacă se urmăresc regimuri particulare ale MS /37/, dar pentru studiul STS efectele lor sînt de foarte mică importanță.

III. Ipoteze cu efect major asupra fluxului principal rezultant în întrefier:

- înfășurarea de amortizare se consideră echivalentă cu două înfășurări scurt-circuitate, plasate în rotor după axa d, respectiv q /11/, /59/, /37/;
- se consideră o repartiție sinusoidală a inducției magnetice în lungul pasului polar /59/; la GS reale inducția magnetică are o repartizare oscilatorie în lungul pasului polar însă comportarea mașinii este determinată în cea mai mare măsură de armonica fundamentală /59/, /130/. Pentru a se realiza repartiția sinusoidală a inducției magnetice în întrefier este necesar ca:

1. înfășurările să fie repartizate sinusoidal în lungul pasului polar /59/, /99/, /157/;

2. permeabilitatea magnetică a fierului să fie $\mu_{Fe} = \infty$ /59/, /36/;

- se neglijează influența lungimii finite a MS asupra fluxului din întrefier, ca și forma cîmpului în părțile frontale ale GS /130/.

Prin acceptarea ipotezelor sus menționate, se neglijează anumite componente secundare ale fluxului principal care ar complica foarte mult obținerea MM al MS și nu ar corespunde unei abordări practice a problemei de STS. Funcționarea GS și determinările experimentale efectuate au demonstrat că simplificările introduse de aceste ipoteze conduc la erori acceptabile și deci este rațional ca ele să fie adoptate /37/.

IV. Ipoteze referitoare la fenomenele neliniare introduse de prezența fierului din circuitul magnetic al MS:

- se neglijează saturația MS; în acest fel inductivitățile mașinii sînt constante în raport cu tensiunea sau curentul și se poate aplica principiul suprapunerii cîmpurilor magnetice pentru obținerea fluxului rezultat în întrefier /37/;

- se neglijează curenții turbionari induși în miezul magnetic de variația fluxului /37/, /59/, /97/, /130/;

- se neglijează fenomenul de histeresă magnetică /59/, /97/, /130/;

Fenomenele neglijate prin adoptarea ipotezelor de categoria III au o influență sesizabilă în studiul STS la GS de puteri unitare mari și de aceea în § 2.2., 2.5., 2.6. vor fi introduse corespunzător.

2.2.3. Sensurilo de referință și convențiile de semne adoptate pentru MS

Datorită deosebirilor în considerarea sensurilor de referință, în literatura de specialitate există o mare diversitate a formelor sub care este prezentat MM al MS /36/, /130/.

În cazul de față la stabilirea sensurilor de referință și convențiilor de semn s-au avut în vedere următoarele aspecte /37/:

- să se respecte semnele și sensurile utilizate larg în electromagnetism;
- relațiile să rezulte sub o formă simplă și simetrică;
- valorile reale ale mărimilor să rezulte pozitive în majoritatea cazurilor;

- sensurile adoptate să corespundă cu regimul normal de funcționare al MS (regimul de generator supraexcitat).

Se adoptă următoarele sensuri de referință /37/:

- a) Sensul de rotație pozitiv, pentru rotor, este dextrogir (spre dreapta, în sensul acelor de ceasornic) și el corespunde tendinței naturale de reprezentare a mișcării de la stânga spre dreapta; astfel s-a stabilit și succesiunea fazelor statorice în așa fel încât un pol rotoric în mișcare să le întâlnească în ordinea a, b, c;
- b) Sensul pozitiv al axei polare b (axa longitudinală) se alege în același sens cu orientarea fluxului rotoric (polul nord) la regimul normal al mașinii, dinspre axa de rotație spre exterior;
- c) Sensul pozitiv al axei interpolare d (axa transversală) se alege dinspre axa de rotație spre exterior, decalat cu unghiul $\Pi/2$ radiani în fața axei pozitive b, măsurat în sensul pozitiv de rotație; în acest mod se asigură pentru regimul normal de funcționare obținerea unei diagrame fazoriale situată simetric față de cele două axe rotorice (tensiunile și curenții statorici rezultă în acest caz negativ față de ambele axe, deci în cadranul III);
- d) Axele fazelor statorice au sensul pozitiv dinspre axa de rotație în exterior;
- e) Axa de referință a unghiurilor este axa pozitivă a fazei "a"; unghiurile diferitelor axe se determină în raport cu ea și se consideră pozitive în sensul pozitiv de rotație a rotorului;
- f) Poziția axei "d" caracterizează poziția rotorului prin unghiul ϑ pe care-l face cu axa "a";
- g) Sensul pozitiv al fluxului, pentru o înfășurare, coincide cu sensul pozitiv al axei corespunzătoare;
- h) Legătura între sensul curentului și al fluxului este dată de regula burghiului drept; înfășurările fiind considerate realizate pe dreapta, norma de intrare pentru curentul pozitiv se determină astfel încât fluxul stabilit cu regula burghiului drept să fie și el pozitiv; deci legătura dintre înfășurarea magnetică și curent este $\Psi = +Li$, iar pentru mai multe înfășurări cuplate $\Psi = \sum_{k=1}^n L_k i_k$;

- i) Sensul pozitiv al curentului coincide cu sensul real al vectorului densitate de curent.
- j) Sensul pozitiv al tensiunii coincide cu sensul real al vectorului cimp electric, deci orientat de la potențial mai scăzut spre potențial mai ridicat.
- k) Regimul normal (de referință, de bază) se consideră regimul de generator supraexcitat; drept urmare înfășurarea de excitație fiind alimentată din exterior reprezintă un consumator, iar înfășurările statorice furnizând energie reprezintă surse; deci sensul pozitiv al vectorului Poynting (\vec{S}) se consideră la fel ca la sursă pentru înfășurările statorice și ca la consumator pentru înfășurările rotorice.
- l) T.e.m. indusă în înfășurare se obține conform legii inducției electromagnetice sub forma:

$$u_e = - \frac{d\psi}{dt} \quad (2.2.1)$$

și deci forma ecuației circuitului electric pentru cele două cazuri distincte rezultă /173/:

- dacă înfășurarea este considerată sursă atunci:

$$u = -Ri - \frac{d\psi}{dt} \quad (2.2.2)$$

- dacă înfășurarea este considerată ca receptor atunci:

$$u = +Ri + \frac{d\psi}{dt} \quad (2.2.3)$$

m) Cuplurile se consideră pozitive dacă acționează în sensul creșterii turației rotorului.

2.2.4 Ecuațiile de funcționare ale MS idealizate.

Considerând MS idealizată cu sensurile de referință și convențiile de semne adoptate în §2.2.3 și recurgând la legile electromagnetismului și mecanicii se pot obține ecuațiile sale de funcționare.

Astfel aplicând legea circuitului electric /173/ pentru:

1. înfășurările statorice rezultă:

$$u_a = -Ri_a - D \psi_a \quad (2.2.4a)$$

$$u_b = -Ri_b - D \psi_b \quad (2.2.4b)$$

$$u_c = -Ri_c - D \psi_c \quad (2.2.4c)$$

2. înfășurările rotorice rezultă:

$$u_E = +Ri_E + D \psi_E \quad (2.2.4d)$$

$$0 = +Ri_D + D \psi_D \quad (2.2.4e)$$

$$0 = +Ri_Q + D \psi_Q \quad (2.2.4f)$$

în care operatorul D reprezintă operatorul de derivare:

$$D = \frac{d}{dt}$$

Considerând relațiile lui Maxwell referitoare la inducivități /173/ pentru:

1. Înălțuirile statorice rezultă:

$$\Psi_a = L_{aa}i_a + L_{ab}i_b + L_{ac}i_c + L_{aE}i_E + L_{aD}i_D + L_{aQ}i_Q \quad (2.2.4g)$$

$$\Psi_b = L_{ba}i_a + L_{bb}i_b + L_{bc}i_c + L_{bE}i_E + L_{bD}i_D + L_{bQ}i_Q \quad (2.2.4h)$$

$$\Psi_c = L_{ca}i_a + L_{cb}i_b + L_{cc}i_c + L_{cE}i_E + L_{cD}i_D + L_{cQ}i_Q \quad (2.2.4i)$$

2. Înălțuirile rotorice rezultă:

$$\Psi_E = L_{Ea}i_a + L_{Eb}i_b + L_{Ec}i_c + L_{EE}i_E + L_{ED}i_D \quad (2.2.4j)$$

$$\Psi_D = L_{Da}i_a + L_{Db}i_b + L_{Dc}i_c + L_{DE}i_E + L_{DD}i_D \quad (2.2.4k)$$

$$\Psi_Q = L_{Qa}i_a + L_{Qb}i_b + L_{Qc}i_c + L_{QQ}i_Q \quad (2.2.4l)$$

Pentru obținerea SEC complet ce descrie funcționarea GS este necesară și considerarea ecuației de mișcare a rotorului. Aplicând teorema momentului cinetic /160/ rezultă:

$$C_a + C_{elm} = \frac{J}{p} D^2 \vartheta \quad (2.2.4m)$$

cu: p - numărul de perechi de poli; J - momentul de inerție al GS și MP. În relația (2.2.4m) semnificația mărimilor este:

- cuplul electromagnetic C_{elm} dezvoltat de MS se obține din teorema generalizată a forțelor magnetice /173/ și este dat de relația /59/:

$$C_{elm} = p \cdot \left(\frac{\partial W_m}{\partial \vartheta} \right)_{i=const.} \quad (2.2.5a)$$

iar energia magnetică a mașinii are expresia /59/:

$$W_m = \frac{1}{2} (\Psi_a i_a + \Psi_b i_b + \Psi_c i_c + \Psi_E i_E + \Psi_D i_D + \Psi_Q i_Q) \quad (2.2.5b)$$

- cuplul util la arborele mașinii C_a care contribuie efectiv la schimbul de energie este dat de relația /36/:

$$C_a = C_m - C_f \quad (2.2.5c)$$

în care C_m este cuplul la arborele EP, iar C_f este cuplul de frecare ce apare datorită frecărilor în lagărele GS, frecărilor prin ventilație, etc. În prima aproximație cuplul de frecare de natură viscoasă este proporțional cu viteza de rotație /160/:

$$C_f = k \cdot \Omega = k \cdot \frac{\omega}{p} = \frac{k}{p} \cdot D \vartheta \quad (2.2.6)$$

Utilizând avantajele binecunoscute ale calculului matricial, SEC al GS poate fi adus la forma compactă de mai jos /36/, /214/:

$$\begin{bmatrix} \bar{1} & \bar{0} \\ \bar{0} & -\bar{1} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \bar{u}_{sf} \\ \bar{u}_{rf} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \bar{R}_{sf} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{R}_{rf} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \bar{i}_{sf} \\ \bar{i}_{rf} \end{bmatrix} - D \begin{bmatrix} \bar{\Psi}_{sf} \\ \bar{\Psi}_{rf} \end{bmatrix} \quad (2.2.7a)$$

$$\begin{bmatrix} \bar{\Psi}_{sf} \\ \bar{\Psi}_{rf} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{L}_{ssf} & \bar{L}_{srf} \\ \bar{L}_{rsf} & \bar{L}_{rrf} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \bar{i}_{sf} \\ \bar{i}_{rf} \end{bmatrix} \quad (2.2.7b)$$

$$U_m = \frac{k}{p} \omega + \frac{p}{2} \cdot (\bar{i}'_{sf} \bar{\psi}'_{sf} + \bar{i}'_{rf} \bar{\psi}'_{rf}) \quad 1 = \text{const.} \quad - \frac{1}{p} D \omega \quad (2.2.7c)$$

$$\omega = D \vartheta \quad (2.2.7d)$$

în care:

$$\begin{aligned} \bar{u}'_{sf} &= [u_a, u_b, u_c] ; \quad \bar{i}'_{sf} = [i_a, i_b, i_c] ; \quad \bar{\psi}'_{sf} = [\psi_a, \psi_b, \psi_c] ; \\ \bar{u}'_{rf} &= [u_E, 0, 0] ; \quad \bar{i}'_{rf} = [i_E, i_D, i_Q] ; \quad \bar{\psi}'_{rf} = [\psi_E, \psi_D, \psi_Q] \quad (2.2.8) \\ \bar{R}_{sf} &= \text{diag} [R_a, R_b, R_c] ; \quad \bar{R}_{rf} = \text{diag} [R_E, R_D, R_Q] ; \end{aligned}$$

În conformitate cu ipotezele de categoria I referitoare la simetria mașinii se poate considera că:

$$R_a = R_b = R_c = R \quad (2.2.9)$$

Expresiile inductivităților din relațiile (2.2.4) sînt funcții periodice de unghiul ϑ și pot fi dezvoltate în serie Fourier:

- pentru inductivitatea proprie a înfășurării fazei "a":

$$L_{aa} = L_{aa0} + L_{aa2} \cos 2\vartheta + L_{aa4} \cos 4\vartheta + \dots \quad (2.2.10a)$$

- pentru inductivitate mutuală între înfășurările "a" și "b":

$$L_{ab} = \left\{ L_{abo} + L_{ab2} \cos 2\left(\vartheta + \frac{\pi}{6}\right) + L_{ab4} \cos 4\left(\vartheta + \frac{\pi}{6}\right) + \dots \right\} \quad (2.2.10b)$$

Cercetările experimentale arată că pentru TG și în primă aproximație pentru HG, se pot considera doar primii doi termeni ai seriei /44/, /73/ /207/. Expresii similare se obțin și pentru celelalte inductivități. Forma dezvoltată a matricii inductivităților se prezintă mai jos:

	a	b	c
a	$L_{aa0} + L_{aa2} \cos 2\vartheta$	$-L_{abo} - L_{ab2} \cos 2\left(\vartheta + \frac{\pi}{6}\right)$	$-L_{abo} - L_{ab2} \cos 2\left(\vartheta + \frac{5\pi}{6}\right)$
b	$-L_{abo} - L_{ab2} \cos 2\left(\vartheta + \frac{\pi}{6}\right)$	$L_{aa0} + L_{aa2} \cos 2\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3}\right)$	$-L_{abo} - L_{ab2} \cos 2\left(\vartheta - \frac{\pi}{2}\right)$
c	$-L_{abo} - L_{ab2} \cos 2\left(\vartheta + \frac{5\pi}{6}\right)$	$-L_{abo} - L_{ab2} \cos 2\left(\vartheta - \frac{\pi}{2}\right)$	$L_{aa0} + L_{aa2} \cos 2\left(\vartheta - \frac{4\pi}{3}\right)$
	E	D	Q

a	$M_E \cos \vartheta$	$M_D \cos \vartheta$	$-M_Q \sin \vartheta$
b	$M_E \cos\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3}\right)$	$M_D \cos\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3}\right)$	$-M_Q \sin\left(\vartheta - \frac{2\pi}{3}\right)$
c	$M_E \cos\left(\vartheta - \frac{4\pi}{3}\right)$	$M_D \cos\left(\vartheta - \frac{4\pi}{3}\right)$	$-M_Q \sin\left(\vartheta - \frac{4\pi}{3}\right)$

	E	D	Q
E	L_{EE}	L_{ED}	0
D	L_{DE}	L_{DD}	0
Q	0	0	L_{QQ}

$$L_{aa0} = \frac{1}{2} (L_d + L_q)$$

$$L_{abo} = \frac{1}{2} L_{aa0}$$

$$L_{aa2} = \frac{1}{2} (L_d - L_q) = L_{ab2}$$

$$L_d = (L_{aa})_{\vartheta=0}$$

$$L_q = (L_{aa})_{\vartheta=\frac{\pi}{2}}$$

Relațiile (2.2.7) formează un sistem de 14 ecuații (8 diferențiale și 6 algebrice) avînd:

a) Variabila independentă timpul t .

b) 20 de parametri: $R_a, R_b, R_c, R_E, R_D, R_Q, L_{aa0}, L_{ab0}, L_{aa2}, M_E, M_D, M_Q, L_{EE}, L_{ED}, L_{DE}, L_{DD}, L_{QQ}, k, p, J$;

c) 19 mărimi ce caracterizează funcționarea GS: $u_a, u_b, u_c, u_E, i_a, i_b, i_c, i_E, i_D, i_Q, \psi_a, \psi_b, \psi_c, \psi_E, \psi_D, \psi_Q, \omega, \vartheta, C_m$; ele pot fi grupate în:

1. 14 mărimi interne ale GS: curenții, înălțuirile magnetice, ω, ϑ , cu: înălțuirile magnetice, ω și ϑ iar curenții mărimi de ieșire.

2. 5 mărimi ce realizează legătura la elementele cu care este interconectat GS: rețeaua: u_a, u_b, u_c ; excitația: u_E ; MP (turbina hidro sau termo C_m).

Variația în timp a acestor mărimi este dictată de:

- comportarea RE incluzînd celelalte GS din SEE ca și consumatorii;

- SRAE ce poate fi descris printr-o ecuație diferențială de forma:

$$- \text{SRAE} (u_a, u_b, u_c, u_E, i_a, i_b, i_c, t, Du_a, Du_b, \dots, D\vartheta, \dots, U_{\text{ref}}) = 0 \quad (2.2.11a)$$

în care U_{ref} este consemnul RAT;

- SRAV ce poate fi descris de o ecuație diferențială de forma:

$$- \text{SRAV} (D\omega, \omega, C_m, t, \dots, \omega_{\text{ref}}) = 0 \quad (2.2.11b)$$

în care ω_{ref} este consemnul RAV.

Pentru GS studiat, mărimile u_a, u_b, u_c, u_E, C_m , pot fi considerate mărimi de intrare, deci variația lor în timp se presupune cunoscută, ceea ce implică că și restul de 14 mărimi pot fi complet determinate din SEC (2.2.7), în acest fel fiind posibilă stabilirea comportării GS în orice situație.

2.2.5. Transformări de coordonate. Ecuațiile de funcționare ale MS echivalente în sistemul de referință d, q, 0.

2.2.5.1. Aspecte generale ale introducerii sistemului de referință d, q, 0.

Analizînd SEC diferențiale (2.2.7) ce descriu comportarea MS se constată că ele au coeficienți variabili în raport cu timpul. Studiul calitativ și rezolvarea unui astfel de SEC deși nu sînt imposibile /169/ sînt relativ dificile /11/, /81/, /130/. În scopul facilitării calculului se preferă utilizarea trecerii de la sistemul de referință de fază la sistemul de referință d, q, 0 prin care se transformă SEC al GS într-un SEC cu coeficienți constanți în timp /11/, /44/, /130/, /143/, /144/. Aplicarea transformării d, q, 0 constituie esența teoriei celor două axe (re-

acții) a lui Elwood, Park și Gorev.

Introducerea sistemului $d, q, 0$ prezintă două aspecte /11/:
 - un aspect matematic care constă în stabilirea relațiilor de transformare între sistemul de referință a, b, c și sistemul $d, q, 0$;
 - un aspect fizic care constă în definirea unei MS echivalente cu MS idealizată, pe baza MM în sistemul $d, q, 0$. În acest scop este necesar să se păstreze invariante: inducția în întrefier, puterea electrică la borne și energia electromagnetică în întrefier. /11/, /36/, /59/. În plus este necesar ca matricile rezistențelor și inductivităților, în noul sistem de referință, să fie simetrice față de diagonala principală /36/.

În scopul simplificării calculelor este de dorit ca matricile de transformare pentru curenți, pentru tensiuni și pentru fluxuri să coincidă /143/.

2.2.5.2. MS echivalentă pentru transformarea de coordonate $d, q, 0$.

Sistemul de coordonate $d, q, 0$ este caracterizat prin existența a două axe perpendiculare: axa d suprapusă peste axa polului rotoric nord și axa q decalată cu $\pi/2$ radiani în avans, ce se rotesc solidar cu rotorul GS, precum și prin existența a trei axe fixe $0, \gamma$ ($\gamma = a, b, c$) care se suprapun peste axele fazelor statorice corespunzătoare (fig.2.3)/59/.

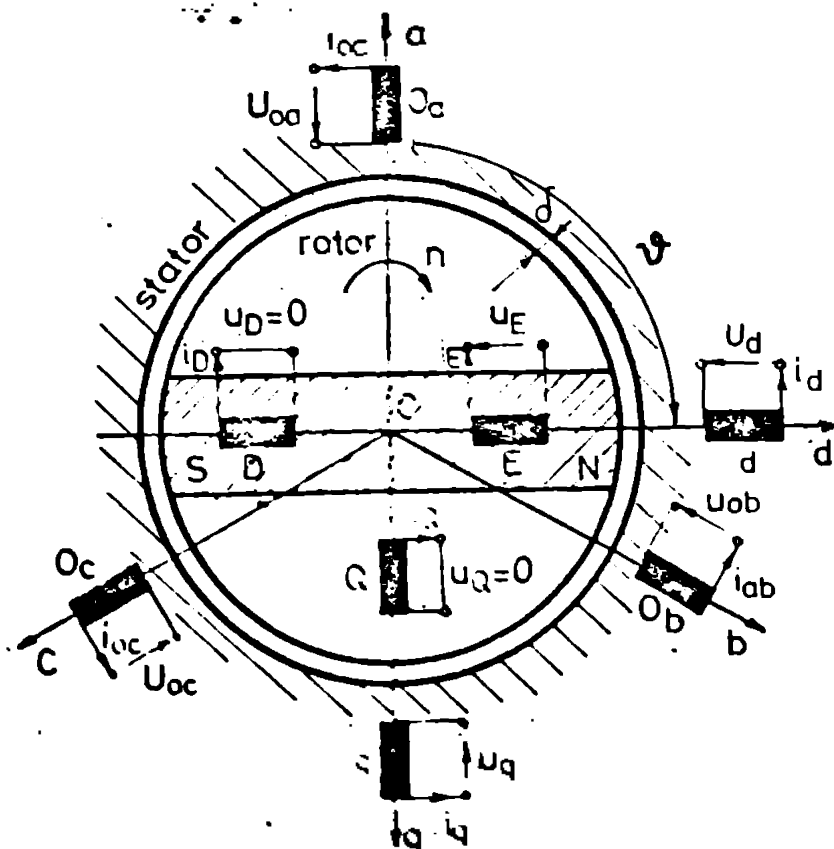


Fig. 2.3. Reprezentarea MS echivalente.

Din punct de vedere fizic aplicarea transformării de coordonate $d, q, 0$ la SSC (2.2.3) constă în înlocuirea MS idealizate printr-o MS echivalentă cu următoarele caracteristici /11/, /59/:

a) Are două înfășurări statorice d, q repartizate sinusoidal în lungul

polului polar, mobile față de stator, fixe față de rotor, axa celei dintii suprapună peste axa d, iar celelalte peste axa q.

- b) Are trei înfășurări O_a, O_b, O_c , repartizate sinusoidal în lungul polului polar, necuplate magnetic între ele și nici cu alte înfășurări, fixe față de stator, cu axele suprapuse peste axele înfășurărilor statorice ale MS (a,b,c); ele nu produc câmp magnetic în întrefier.
- c) Are același rotor, cu aceleași înfășurări (E,D,Q) ca și MS idealizată.
- d) Are același întrefier, număr de perechi de poli, diametru și moment de inerție ca MS idealizată.

Pentru ca MS echivalentă și MS idealizată să se comporte identic trebuie îndeplinite următoarele condiții:

- a) Să aibă aceeași inducție magnetică în întrefier. Pentru că la ambele MS circuitele magnetice sînt identice se impune ca și solenațiile lor să fie egale.
- b) Să aibă aceeași energie magnetică.
- c) Să aibă aceeași putere electrică momentană la borne.

Prin utilizarea acestor condiții se pot stabili, relativ simplu, relațiile de transformare a curenților, fluxurilor și tensiunilor la trecerea din sistemul de coordonate a,b,c în sistemul d,q,0.

2.2.5.3. Relațiile de transformare între mărimile MS idealizate și mărimile corespunzătoare ale MS echivalente.

Determinarea legăturii dintre mărimile ce caracterizează comportarea MS echivalente și cele corespunzătoare MS idealizate are ca obiect doar statorul, pentru că prin transformarea d,q,0 rotorul nu își schimbă structura (conform ipotezei c) din § 2.2.5.2). Din acest motiv în considerațiile ce urmează toate referirile se vor face doar pentru înfășurările statorice, respectiv pentru mărimile corespunzătoare.

Presupunînd numărul de spire pentru fazele a,b,c ale MS reale ca fiind N, iar că înfășurările d,q,0 ale MS echivalente se caracterizează prin N_d, N_q, N_0 spire, în tabelul 2.2.1. s-au explicitat solenațiile existente pe diverse axe.

Ținînd cont de egalitățile solenațiilor la cele două MS ca și de faptul că înfășurările O_0 nu contribuie la solenația din întrefier, se demonstrează /59/, /214/ existența relațiilor de transformare pentru curenți:

$$\bar{i}_{ed} = \bar{N} \cdot \bar{T}_{SI} \cdot \bar{i}_{sf} \quad (2.2.12)$$

în care:

$$\bar{i}'_{ed} = [i_d, i_q, i_0] \quad (2.2.13a)$$

$$\bar{N} = \text{diag} \left[\begin{matrix} N & N & 1 \\ N_d & N_q & \end{matrix} \right] \quad (2.2.13b)$$

Solențiile pe diverse axe la MS ideală și echivalentă. TABELUL 2.2.1.

Axa pe care se consideră nolecnația	MS idealizată	MS echivalentă	Obs.
d	$\sum_{\nu} N \cdot i_{\nu} \cdot \cos(\nu - \varphi_{\nu})$	$N_d \cdot i_d$	$\varphi_a = 0$ $\varphi_b = \frac{2\pi}{3}$ $\varphi_c = \frac{4\pi}{3}$
q	$-\sum_{\nu} N \cdot i_{\nu} \cdot \sin(\nu - \varphi_{\nu})$	$N_q \cdot i_q$	
0	$N \cdot (i_{\nu} - i_{o\nu})$	$\left\{ \begin{array}{l} N_d i_d \cos(\nu - \varphi_{\nu}) - \\ N_q i_q \sin(\nu - \varphi_{\nu}) \end{array} \right\}$	$\nu = a, b, c$ f - factor de transf

$$\bar{T}_{SI} = \begin{matrix} & \begin{matrix} a & b & c \end{matrix} \\ \begin{matrix} d \\ q \\ 0 \end{matrix} & \begin{bmatrix} \cos(\nu - \varphi_a) & \cos(\nu - \varphi_b) & \cos(\nu - \varphi_c) \\ -\sin(\nu - \varphi_a) & -\sin(\nu - \varphi_b) & -\sin(\nu - \varphi_c) \\ \frac{1}{3} & \frac{1}{3} & \frac{1}{3} \end{bmatrix} \end{matrix} \quad (2.2.13c)$$

\bar{T}_{SI} - este matricea de transformare de la sistemul de coordonate a,b,c la coordonatele d,q,0.

Efectuînd calculul inversei matricii \bar{T}_{SI} /214/ se obțin relațiile de trecere pentru curenți din coordonate d,q,0 în coordonate a,b,c

$$\bar{i}_{sf} = \bar{T}_{SI}^{-1} \cdot \bar{N}^{-1} \cdot \bar{i}_{sd} \quad (2.2.14)$$

cu:

$$\bar{T}_{SI}^{-1} = \begin{matrix} & \begin{matrix} d & q & 0 \end{matrix} \\ \begin{matrix} a \\ b \\ c \end{matrix} & \begin{bmatrix} \frac{2}{3} \cos(\nu - \varphi_a) & -\frac{2}{3} \sin(\nu - \varphi_a) & 1 \\ \frac{2}{3} \cos(\nu - \varphi_b) & -\frac{2}{3} \sin(\nu - \varphi_b) & 1 \\ \frac{2}{3} \cos(\nu - \varphi_c) & -\frac{2}{3} \sin(\nu - \varphi_c) & 1 \end{bmatrix} \end{matrix} \quad (2.2.15a)$$

$$\bar{N}^{-1} = \text{diag} \left[\frac{N_d}{N}, \frac{N_q}{N}, 1 \right] \quad (2.2.15b)$$

Impunînd condiția de echivalență a energiilor magnetice pentru cele două MS (idealizată și echivalentă) rezultă:

$$\frac{1}{2} (\Psi_{a1a} + \Psi_{b1b} + \Psi_{c1c}) = \frac{1}{2} (\Psi_{d1d} + \Psi_{q1q} + \sum_{\nu} \Psi_{o\nu} i_{o\nu}) \quad (2.2.16a)$$

Ținînd cont de faptul că $i_{oa} = i_{ob} = i_{oc} = i_o$ se obține:

$$\bar{\Psi}'_{af} \bar{i}_{af} \left\{ \bar{K} \cdot \bar{\Psi}'_{ad} \right\} \cdot \bar{i}_{ad} \quad (2.2.16b)$$

cu:

$$\bar{\Psi}'_{ad} = \left[\Psi'_d, \Psi'_q, \Psi'_o \right] \quad (2.2.16c)$$

$$\bar{K} = \text{diag} [1, 1, 3] \quad ; \quad \bar{K}^{-1} = \text{diag} \left[1, 1, \frac{1}{3} \right] \quad (2.2.16a)$$

Introducând (2.2.12) în (2.2.16b) se ajunge la ecuația:

$$\bar{Y}'_{of} \cdot \bar{i}_{of} = \bar{Y}'_{od} \cdot \bar{K} \cdot \bar{N} \cdot \bar{T}_{oI} \cdot \bar{i}_{of} \quad (2.2.17)$$

Prin transformări elementare, cu observația că matricile \bar{K} și \bar{N} au formă diagonală, se obține egalitatea:

$$\bar{Y}'_{od} = \bar{N} \cdot \bar{T}_{oI} \cdot \bar{Y}'_{sf} \quad (2.2.18)$$

cu matricea de transformare pentru fluxuri din coordonate a, b, c în coordonate d, q, 0:

$$\bar{T}_{s\psi} = \bar{K}^{-1} \cdot \left\{ \bar{T}_{sI}^{-1} \right\}' = \begin{array}{c} \begin{array}{ccc} & a & b & c \\ \begin{array}{c} d \\ 0 \end{array} & \begin{array}{|c|c|c|} \hline \frac{2}{3} \cos(\psi - \varphi_a) & \frac{2}{3} \cos(\psi - \varphi_b) & \frac{2}{3} \cos(\psi - \varphi_c) \\ \hline -\frac{2}{3} \sin(\psi - \varphi_a) & -\frac{2}{3} \sin(\psi - \varphi_b) & -\frac{2}{3} \sin(\psi - \varphi_c) \\ \hline \frac{1}{3} & \frac{1}{3} & \frac{1}{3} \\ \hline \end{array} \end{array} \end{array} \quad (2.2.19)$$

Prin inversare rezultă:

$$\bar{Y}'_{sf} = \bar{T}_{s\psi}^{-1} \cdot \bar{N} \cdot \bar{Y}'_{sd} \quad (2.2.20)$$

cu:

$$\bar{T}_{s\psi}^{-1} = \bar{T}'_{sI} \cdot \bar{K} = \begin{array}{c} \begin{array}{ccc} & d & q & 0 \\ \begin{array}{c} a \\ b \\ c \end{array} & \begin{array}{|c|c|c|} \hline \cos(\psi - \varphi_a) & -\sin(\psi - \varphi_a) & 1 \\ \hline \cos(\psi - \varphi_b) & -\sin(\psi - \varphi_b) & 1 \\ \hline \cos(\psi - \varphi_c) & -\sin(\psi - \varphi_c) & 1 \\ \hline \end{array} \end{array} \end{array} \quad (2.2.21)$$

Condiția ca MS ideală și cea echivalentă să aibă aceeași putere momentană la borne conduce la relația:

$$\frac{1}{2} (u_a i_a + u_b i_b + u_c i_c) = \frac{1}{2} (u_d i_d + u_q i_q + \sum_{a,b,c} u_{0y} i_{0y}) \quad (2.2.22)$$

Comparând (2.2.16a) cu (2.2.22) se constată o analogie perfectă, motiv pentru care relațiile următoare își au o justificare imediată:

$$\bar{u}'_{sd} = \bar{N}^{-1} \cdot \bar{T}_{sU} \cdot \bar{u}'_{sf} \quad (2.2.23)$$

$$\bar{u}'_{sf} = \bar{T}'_{sU} \cdot \bar{N} \cdot \bar{u}'_{sd} \quad (2.2.24)$$

$$\bar{T}'_{sU} = \bar{T}_{s\psi} \quad (2.2.25)$$

cu:

$$\bar{u}'_{sd} = \begin{bmatrix} u_d \\ u_q \\ u_0 \end{bmatrix}$$

În literatura de specialitate se consideră pentru simplitate că toate înfăgurările MS echivalente au același număr de spire /59/, /143/:

$$N = N_d = N_q$$

fapt ce conduce la relații de transformare diferite pentru curenți față de cele corespunzătoare pentru fluxuri și tensiuni. Utilizând aceeași

matricea de transformare pentru toate mărimile se simplifică calculul și se micșorează spațiul necesar înmagazinării datelor de lucru în memoria calculatorului numeric, ceea ce constituie o justificare deplină a acestui punct de vedere. Prin urmare:

$$\frac{N}{N_d} = \frac{2}{3} \frac{N_d}{N} \quad \text{sau} \quad N_d = N_q = \sqrt{\frac{3}{2}} \cdot N \quad (2.2.26a)$$

$$\frac{N}{N_q} = \frac{2}{3} \frac{N_q}{N}$$

Deci relațiile de transformare primesc forma generală:

$$\bar{M}_{sd} = \bar{T}_{n,s} \cdot \bar{M}_{sf} \quad (2.2.27a)$$

unde \bar{M} semnifică fie curentul, fie tensiunea, fie înălțuirea magnetică

		d	q	0
		a	b	c
$\bar{T}_{n,s}$	=	$\sqrt{\frac{2}{3}} \cos(\vartheta - \varphi_a)$	$-\sqrt{\frac{2}{3}} \sin(\vartheta - \varphi_a)$	$\frac{1}{3}$
		$\sqrt{\frac{2}{3}} \cos(\vartheta - \varphi_b)$	$-\sqrt{\frac{2}{3}} \sin(\vartheta - \varphi_b)$	$\frac{1}{3}$
		$\sqrt{\frac{2}{3}} \cos(\vartheta - \varphi_c)$	$-\sqrt{\frac{2}{3}} \sin(\vartheta - \varphi_c)$	$\frac{1}{3}$

iar:

$$\bar{T}_{n,s}^{-1} = \bar{T}_{n,s} \cdot \bar{K} = \begin{matrix} & \begin{matrix} d & q & 0 \end{matrix} \\ \begin{matrix} a \\ b \\ c \end{matrix} & \begin{bmatrix} \sqrt{\frac{2}{3}} \cos(\vartheta - \varphi_a) & -\sqrt{\frac{2}{3}} \sin(\vartheta - \varphi_a) & 1 \\ \sqrt{\frac{2}{3}} \cos(\vartheta - \varphi_b) & -\sqrt{\frac{2}{3}} \sin(\vartheta - \varphi_b) & 1 \\ \sqrt{\frac{2}{3}} \cos(\vartheta - \varphi_c) & -\sqrt{\frac{2}{3}} \sin(\vartheta - \varphi_c) & 1 \end{bmatrix} \end{matrix} \quad (2.2.28)$$

Deoarece prin transformarea de coordonate d,q,0 rotorul a rămas neschimbat, sînt evidente următoarele egalități care definesc relațiile de transformare referitoare la întreaga MS:

$$\begin{bmatrix} \bar{M}_{sd} \\ \bar{M}_{rd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{T}_{n,s} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{M}_{sf} \\ \bar{M}_{rf} \end{bmatrix} \quad (2.2.27b)$$

respectiv:

$$\begin{bmatrix} \bar{M}_{sf} \\ \bar{M}_{rf} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{T}_{n,s}^{-1} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{M}_{sd} \\ \bar{M}_{rd} \end{bmatrix} \quad (2.2.27c)$$

sau concentrat:

$$\bar{M}_d = \bar{T}_n \cdot \bar{M}_r \quad \text{respectiv} \quad \bar{M}_r = \bar{T}_n^{-1} \cdot \bar{M}_d \quad (2.2.27d)$$

în care \bar{T}_n reprezintă relațiile de transformare din coordonate a,b,c în coordonate d,q,0 pentru toată mașina.

2.2.5.4. Relațiile MS echivalente.

Scrierea ecuațiilor MS echivalente se face aplicînd transformarea de coordonate d,q,0 dată de (2.2.27c), (2.2.28), (2.2.29) la relațiile (2.2.7):

$$\begin{bmatrix} \bar{1} & \bar{0} \\ \bar{0} & -\bar{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{T}_{n,n}^{-1} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{u}_{sd} \\ \bar{u}_{rd} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \bar{R}_{sf} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{R}_{rf} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{T}_{n,s}^{-1} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{i}_{sd} \\ \bar{i}_{rd} \end{bmatrix} - D \begin{bmatrix} \bar{T}_{n,n}^{-1} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\Psi}_{sd} \\ \bar{\Psi}_{rd} \end{bmatrix} \quad (2.2.30a)$$

$$\begin{bmatrix} \bar{T}_{n,n}^{-1} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\Psi}_{sd} \\ \bar{\Psi}_{rd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{L}_{ssf} & \bar{L}_{arf} \\ \bar{L}_{rsf} & \bar{L}_{rrf} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{T}_{n,s}^{-1} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{i}_{sd} \\ \bar{i}_{rd} \end{bmatrix} \quad (2.2.30b)$$

$$C_m - \frac{k}{p} \omega + \frac{p}{2} \frac{\partial}{\partial \psi} \left\{ \begin{bmatrix} \bar{i}_{sf} \\ \bar{i}_{rf} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{T}_{n,s}^{-1} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{L}_{ssd} & \bar{L}_{srd} \\ \bar{L}_{rsd} & \bar{L}_{rrd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{T}_{n,s} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{i}_{sf} \\ \bar{i}_{rf} \end{bmatrix} \right\} = \frac{J}{p} D \omega \quad (2.2.30c)$$

$$\omega = D \psi \quad i=ct. \quad (2.2.30d)$$

Efectuind calculele /214/, în final rezultă SEC:

$$\begin{bmatrix} \bar{1} & \bar{0} \\ \bar{0} & -\bar{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{u}_{sd} \\ \bar{u}_{rd} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \bar{R}_{sd} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{R}_{rd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{i}_{sd} \\ \bar{i}_{rd} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \bar{D} + \omega \bar{E} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{D} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\Psi}_{sd} \\ \bar{\Psi}_{rd} \end{bmatrix} \quad (2.2.31a)$$

$$\begin{bmatrix} \bar{\Psi}_{sd} \\ \bar{\Psi}_{rd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{L}_{ssd} & \bar{L}_{srd} \\ \bar{L}_{rsd} & \bar{L}_{rrd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{i}_{sd} \\ \bar{i}_{rd} \end{bmatrix} \quad (2.2.31b)$$

$$C_m - \frac{k}{p} \omega - p \bar{\Psi}_{sd} \cdot \bar{E} \cdot \bar{i}_{sd} = \frac{J}{p} D \omega \quad (2.2.31c)$$

$$\omega = D \psi \quad (2.2.31d)$$

$$\text{în care: } \bar{E} = \begin{bmatrix} 0 & -1 \\ 1 & 0 \end{bmatrix} ; \quad \bar{D} = D \cdot \bar{1} \quad (2.2.31e)$$

Matricea inductivităților mașinii echivalente rezultă de forma dată în /37/, /70/, /143/, /214/, și are toate elementele sale valori constante în timp.

Relațiile (2.2.31) se caracterizează prin aceea că:

- formează un sistem de 14 ecuații din care 8 diferențiale și 6 algebrice avînd 19 necunoscute;
- sistemul de ecuații este neliniar, dar cu coeficienți constanți în timp

Considerînd ca mărimi de intrare: u_d, u_q, u_o, u_E, C_m prin care se realizează interconexiunea GS cu exteriorul și presupunînd dată variația lor în timp, SEC (2.2.31) permite determinarea comportării tuturor celor 14 necunoscute.

2.2.6. Sistemul de u.r. (per unit).

2.2.6.1. Considerații privind adoptarea sistemului u.r.

În literatură este larg răspîndită folosirea sistemului u.r. (sau per unit), datorită avantajelor sale /36/, /44/, /59/, /105/, /130/:
 - ecuațiile MS scrise în u.r. au un caracter mai general și un aspect mai simplu;

- calculele se efectuează cu numere care în marea lor majoritate sînt apropiate de 1, sau de o anumită valoare constantă;
- multe din mărimile cuprinse în ecuație se exprimă prin același număr;
- comparația GS de puteri și tensiuni diferite este simplă;
- valorile maxime, respectiv efective sau valorile mărimilor întro fază, respectiv de fază se exprimă prin același număr.

Inconveniente minore ale folosirii sistemului u.r. sînt /50/
/105/, /130/

- se pierde controlul dimensional al relațiilor;
- variantele diverse utilizate îngreunează compararea rezultatelor.

Obținerea mărimilor în u.r. se realizează prin raportarea mărimilor reale, exprimate în unități de măsură fizice, la mărimile de bază corespunzătoare, convenabil alese, exprimate în aceleași unități de măsură fizice. Prin urmare esența problemei constă în modul de alegere a mărimilor de bază, de care depind și proprietățile sistemului u.r. adoptat.

În lucrările de specialitate există două variante pentru alegerea mărimilor de bază:

a) Se adoptă mărimi de bază comune pe întreaga MS ceea ce presupune reducerea prealabilă a mărimilor rotorice la stator /44/, /37/, /216/.

b) Se aleg mărimi de bază diferite pentru stator față de cele pentru rotor; în acest caz pot fi utilizate două subvariante /130/:

- sistemul u.r. reciproc, la care expresiile inductivităților mutuale din înălțuirile statorice, respectiv rotorice sînt identice;
- sistemul de u.r. nereciproc, la care există diferență între expresiile inductivităților mutuale din înălțuirile statorice respectiv rotorice.

Folosirea unui sistem de unități relative este o chestiune de preferință, se bazează pe experiență. În cazul de față s-a utilizat sistemul de u.r. reciproc cu mărimi de bază diferite pentru stator și rotor, avînd în vedere următoarele considerente:

- în acest fel se evită reducerea explicită a mărimilor rotorice la stator;
- ecuațiile obținute în urma aplicării acestei variante a sistemului per unit. pot fi reproduse pe un model, avînd inductivitățile mutuale din expresiile diverselor înălțuiri egale;
- egalitatea inductivităților mutuale contribuie simțitor la facilitarea considerării saturației și histeresei miezului magnetic în MM al MS;
- puterea de bază pentru circuitele statorice este identică cu cea pentru circuitele rotorice;
- acest sistem de u.r. se pretează foarte bine a fi utilizat la studiul funcționării mai multor GS interconectate în cadrul unui SEE.

2.2.6.2. Adoptarea mărimilor de bază

La stabilirea mărimilor de bază se vor avea în vedere următo-

ale anpotate:

a) Situația concretă din fig.2.4. se caracterizează prin existența următoarelor nivele de tensiune:

1. nivelul de f.t. corespunzător SSE;
2. n nivele de m.t. corespunzătoare înfășurărilor statorice ale GS;
3. pentru fiecare GS m nivele de tensiune corespunzătoare celor m înfășurări pe care acesta le are.

în consecință numărul total de nivele de tensiune și deci de mărimi de bază va fi:

$$N = 1 + n + \sum_{i=1}^n m_i \quad (2.2.32)$$

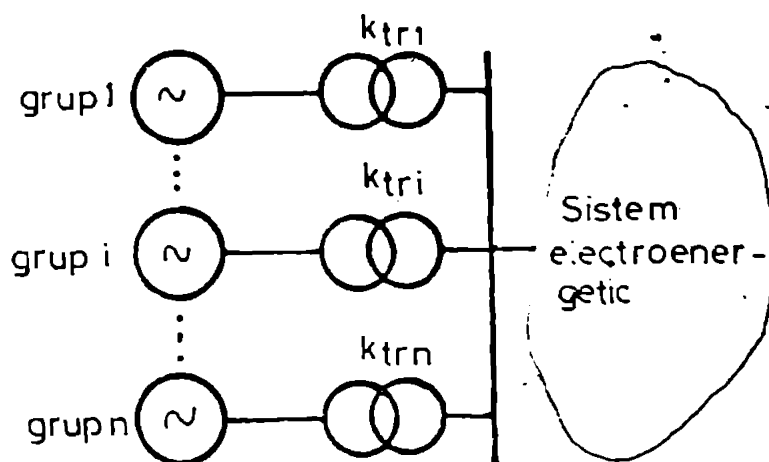


Fig.2.4. Schemă pentru adoptarea mărimilor de bază.

b) SEC ce descrie funcționarea GS este raportat la două sisteme de referință și anume: ecuațiile (2.2.7) la sistemul a,b,c, iar ecuațiile (2.2.31) la sistemul d,q,0. De remarcat că rotorul nu este afectat de transformarea de coordonate și deci în consecință pentru acesta nu vor fi definite două categorii de mărimi de bază spre deosebire de stator la care vom avea: o mărime de bază pentru sistemul a,b,c, iar alta pentru sistemul d,q,0.

c) Pentru sistemul de u.r. reciproc se adoptă următoarele definiții/130/:

1. Curentul de bază al unui circuit rotorice reprezintă curentul care circulând în circuitul considerat, produce în întrefier o tensiune magnetică sinusoidală repartizată în spațiu a cărei amplitudine este egală cu amplitudinea tensiunii magnetice învîrtitoare produsă în întrefier, cînd circuitele statorului sînt parcurse de curentul statoric de bază.

2. Tensiunea de bază pentru același circuit rotorice se alege egală cu t.e.m. indusă în circuitul respectiv de fluxul magnetic statoric de bază.

Este ușor de observat că mărimile de bază astfel alese reprezintă mărimile corespunzătoare statorului raportate la numărul de spire ale circuitului rotorice considerat.

d) Pentru mărimile de bază se adoptă următoarele notații:

1. Toate mărimile de bază vor fi afectate de indicele B și vor fi

scriere cu majuscule.

2. Mărimile de bază referitoare la al "i"-lea GS vor fi afectate de doi indici:

- primul indice este "i" și semnifică numărul GS;
- al doilea indice poate fi: "s" - pentru mărimile statorice în sistemul de referință a, b, c; "d" - pentru mărimile statorice în sistemul de referință d, q, 0; "j" - (j=E, D, Q) - pentru mărimile rotorice corespunzătoare înfășurării "j".

3. Mărimile de bază corespunzătoare nivelului de f.t. nu vor fi afectate de indici.

4. Mărimile exprimate în u.r. vor fi afectate de asterisc. Prin urmare o mărime "y" referitoare la circuitul "k" al GS "i", exprimată în u.r. este definită cu relația:

$$y_{ik}^* = \frac{y_{ik}}{y_B} \quad (2.2.33)$$

Metodica de stabilire a mărimilor de bază cuprinde etapele:

a) Se alege puterea de bază comună pentru toate nivele de tensiune. S-a adoptat ca putere de bază valoarea sumei puterilor nominale ale GS; în acest fel puterea în u.r. reprezintă ponderea acesteia față de încărcarea nominală totală a GS din SEE.

b) Se stabilește tensiunea de bază.

1. Pentru nivelul de f.t. se alege ca tensiune de bază valoarea maximă momentană a tensiunii de fază nominale pentru nivelul respectiv.

2. Pentru înfășurările statorice tensiunea de bază va fi tot valoarea maximă momentană a tensiunii de fază nominale a GS; legătura cu nivelul de f.t. va fi astfel aleasă (§ 3.5.2), încât să permită o conexiune galvanică directă a GS la RE.

3. Pentru o înfășurare rotorică "j" aferentă GS "i", tensiunea de bază $U_B^{i,j}$ se obține din tensiunea de bază corespunzătoare statorului redusă cu raportul numerelor de spire aferente înfășurărilor corespunzătoare.

c) Pulsația de bază, mărime unică în SEE, este egală cu pulsația nominală.

d) Timpul de bază este inversul pulsației de bază.

e) Toate mărimile de bază se stabilesc din relațiile de legătură între mărimile fizice corespunzătoare.

Alegerea principalelor mărimi de bază este sintetizată în tabelul 2.2.2.

2.2.6.3. Ecuatiile MS în u.r.

După adoptarea mărimilor de bază este posibilă trecerea la sistemul u.r. atât a ecuațiilor MS idealizate (relațiile 2.2.7), cât și a ecuațiilor MS echivalente (relațiile 2.2.31). Metodica de lucru este absolut identică în ambele cazuri, diferă doar mărimile de bază utilizate: pentru relațiile (2.2.7) se folosesc mărimile de bază statorice, iar pentru

Ađoptarea mărimeilor de bază

TABELUL 2.2.2.

Gr. Mărimii crt. fizicǎ	U.M.	Nivelul de f.t. sistemul de ref. a, b, c.	Infășurarea statoricǎ a GS "i" sistemul de ref. d. q. o.	Infășurarea rotoricǎ "j"	Obs.
1. Putere	MVA	$S_B = \sum_{k=1}^3 S_{nom, k} = \frac{3}{2} U_B I_B$	$S_B^{id} = U_B^{id} I_B^{id} = S_B$	$S_B^{ij} = U_B^{ij} I_B^{ij} = S_B$	$I_{nom, k} = \frac{S_{nom, k}}{U_{nom}}$
2. Tensiune	kV	$U_B = \frac{2}{\sqrt{3}} U_{nom} = \mu_{fmax} I_{nom}$	$U_B^{id} = \sqrt{\frac{3}{2}} U_B^{is} = U_{nom}^1$	$U_B^{ij} = \left(\frac{N_{ij}}{N_{id}}\right) U_B^{id} = \left(\frac{N_{ij}}{N_{is}}\right) U_B^{is}$	Nis - nr. sare stator GS I Nij - nr. sare rotor GS I
3. Pulsatie	red. / s	$\omega_B = \omega_{nom} = \omega_s$	$\omega_B^{id} = \omega_B$	$\omega_B^{ij} = \omega_B$	Nij - nr. sare infaș. GS I Nij - nr. sare infaș. rotoricǎ GS I
4. Timp	s	$T_B = \frac{1}{\omega_B}$	$T_B^{id} = T_B$	$T_B^{ij} = T_B$	
5. Unghi	rad	$\psi_B = 1$	$\psi_B^{id} = \psi_B$	$\psi_B^{ij} = \psi_B$	
6. Curent	kA	$I_B = \frac{2}{\sqrt{3}} \frac{S_B}{U_B} = \sqrt{2} \sum_{k=1}^3 I_{nom, k}$	$I_B^{id} = \sqrt{\frac{3}{2}} I_B^{is}$	$I_B^{ij} = \left(\frac{N_{ij}}{N_{id}}\right) I_B^{id} = \left(\frac{N_{ij}}{N_{is}}\right) I_B^{is}$	
7. Impedanță	Ω	$Z_B = \frac{U_B}{I_B} = \frac{3}{2} \frac{U_B^2}{S_B}$	$Z_B^{id} = \frac{U_B^{id}}{I_B^{id}} = \frac{3}{2} \frac{U_B^{is}}{I_B^{is}} = Z_B$	$Z_B^{ij} = \frac{U_B^{ij}}{I_B^{ij}} = \left(\frac{N_{ij}}{N_{id}}\right)^2 \frac{U_B^{id}}{I_B^{id}} = \left(\frac{N_{ij}}{N_{is}}\right)^2 Z_B$	
8. Inductivitate	H	$L_B = \frac{Z_B}{\omega_B}$	$L_B^{id} = \frac{Z_B^{id}}{\omega_B^{id}} = L_B$	$L_B^{ij} = \frac{Z_B^{ij}}{\omega_B^{ij}} = \left(\frac{N_{ij}}{N_{id}}\right)^2 \frac{Z_B^{id}}{\omega_B^{id}} = \left(\frac{N_{ij}}{N_{is}}\right)^2 L_B$	$U_{nom} = tensiune normală a GS I$
9. Intensitate	Wb	$\psi_B = L_B I_B$	$\psi_B^{id} = L_B^{id} I_B^{id} = \sqrt{\frac{3}{2}} \psi_B^{is}$	$\psi_B^{ij} = L_B^{ij} I_B^{ij} = \left(\frac{N_{ij}}{N_{id}}\right) \psi_B^{id} = \left(\frac{N_{ij}}{N_{is}}\right) \psi_B^{is}$	$\frac{L_B^{is}}{N_{is}} = \frac{L_B^{id}}{N_{id}} = \frac{L_B^{ij}}{N_{ij}}$
10. Solenatție	Asp	$\theta_B = \frac{3}{2} N_{is} I_B^{is}$	$\theta_B^{id} = N_{id} I_B^{id} = \theta_B$	$\theta_B^{ij} = N_{ij} I_B^{ij} = \theta_B$	
11. Cuplu	MNm	$C_B = \frac{3}{2} L_B \omega_B I_B^2$	$C_B^{id} = \frac{3}{2} L_B^{id} \omega_B^{id} I_B^{id} = C_B$	$C_B^{ij} = \frac{3}{2} L_B^{ij} \omega_B^{ij} I_B^{ij} = C_B$	
12. Flux	Wb	$\phi_B^{is} = \frac{\psi_B^{is}}{N_{is}}$	$\phi_B^{id} = \frac{\psi_B^{id}}{N_{id}} = \phi_B^{is}$	$\phi_B^{ij} = \frac{\psi_B^{ij}}{N_{ij}} = \phi_B^{is}$	

relațiile (2.2.33) mărimile de bază statorice în sistemul de referință $d, q, 0$. În cele ce urmează va fi detaliată trecerea la u.r. a SEC al MS echivalente care se vor utiliza în toate considerațiile ulterioare. Pentru aceasta se procedează în felul următor:

- Se împarte fiecare ecuație ce exprimă tensiunile statorice cu $U_B^{i,d}$ și se ține cont că $U_B^{i,d} = Z_B^{i,d} \cdot I_B^{i,d} = \omega_B \Psi_B^{i,d}$.
- Se împarte fiecare ecuație ce exprimă tensiunea rotorică aferentă circuitului "j" cu $U_B^{i,j}$ și se ține cont că $U_B^{i,j} = I_B^{j,j} \cdot \omega_B \Psi_B^{i,j}$.
- Se împarte fiecare ecuație ce exprimă înălțuirea statorică cu $\Psi_B^{i,d}$ și se ține cont că $\Psi_B^{i,d} = L_B^{i,d} \cdot I_B^{i,d}$.
- Se împarte fiecare ecuație ce exprimă înălțuirea rotorică produsă de curentul "j" cu $\Psi_B^{i,j}$ și se ține cont că $\Psi_B^{i,j} = L_B^{i,j} \cdot I_B^{i,j}$.
- Se împarte ecuația ce descrie mișcarea rotorului cu $C_B^{i,d}$ și se ține cont că $C_B^{i,d} = p \cdot \Psi_B^{i,d} \cdot I_B^{i,d}$ și că $\tau_B^{i,d} \cdot \omega_B^{i,d} = 1$.

Detaliile privind calculele pot fi găsite în /38/, /59/. Rezultă SEC al MS echivalente exprimate în u.r.:

$$\begin{bmatrix} \bar{1} & \bar{0} \\ \bar{0} & -\bar{1} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{u}_{sd}^* \\ \bar{u}_{rd}^* \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \bar{R}_{sd}^* & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{R}_{rd}^* \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{i}_{sd}^* \\ \bar{i}_{rd}^* \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \bar{D} + \omega^* \bar{E} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{D} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\Psi}_{sd}^* \\ \bar{\Psi}_{rd}^* \end{bmatrix} \quad (2.2.34a)$$

$$\begin{bmatrix} \bar{\Psi}_{sd}^* \\ \bar{\Psi}_{rd}^* \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{L}_{ssd}^* & \bar{L}_{rsd}^* \\ \bar{L}_{rsd}^* & \bar{L}_{rrd}^* \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{i}_{sd}^* \\ \bar{i}_{rd}^* \end{bmatrix} \quad (2.2.34b)$$

$$C_m^* - k^* \omega^* - \bar{\Psi}_{sd}^* \cdot \bar{E} \cdot \bar{i}_{sd}^* = T_m^* D \omega^* \quad (2.2.34c)$$

$$\omega^* = D \vartheta^* \quad (2.2.34d)$$

unde: $T_m^* = \frac{J}{p^2} \frac{\omega_B^3}{S_B} \quad (2.2.35)$

T_m^* - constanta de timp mecanică în u.r. ce poate fi determinată din timpul de lansare a grupului T_m conform /38/.

În scopul simplificării notației, se va renunța la utilizarea asteriscului la variabilele exprimate în u.r.; toate considerațiile ulterioare se vor referi numai la variabile exprimate în sistemul u.r. adoptat.

2.3. CONSIDERAREA CURENȚILOR TURBIONARI ÎN MODELUL MATEMATIC AL MS

2.3.1. Importanța considerării curenților turbionari în EM al MS.

Curenții turbionari apar în miezul feromagnetic al GS ca urmare a variației inducției magnetice; ei determină un flux ce tinde să se opună variației fluxului inductor /35/, /173/. O particularitate interesantă

Antea a MS constă în aceea că, la regimul staționar de funcționare a ei, curenții turbionari se produc numai în stator, din cauza câmpului magnetic învîrtitor a cărui poziție relativă față de rotor nu se modifică. La apariția unor perturbații, câmpul magnetic învîrtitor variază atât ca valoare cît și ca viteză, ceea ce conduce atât la modificarea curenților turbionari în stator în raport cu situația lor din regim staționar cît și, fapt deosebit de important, la apariția curenților turbionari în rotor.

Principalele efecte produse de curenții turbionari sînt:

- determinarea apariției unor pierderi în fierul MS prin efect Joule-Lenz /36/, /59/, /167/, /173/, deci crește rezistența efectivă a statorului /134/;
- determină apariția unor cupluri de amortizare, asemănătoare cu cele produse de înfășurările de amortizare /36/, /45/, /91/;
- modifică valoarea fluxului magnetic în întrefier ca modul și fază.

Considerarea influenței curenților turbionari este deosebit de importantă în cazul studierii: comportării SRAE aferente GS /89/, /168/; funcționării GS în perioada de autosincronizare /70/; funcționării în asincron a GS datorită pierderii excitației sau fenomenelor tranzitorii din SEE /73/, /81/.

Necesitatea introducerii curenților turbionari în MM al MS devine stringentă mai ales la GS moderne, de putere unitară mare, ale căror rotoare sînt masive /12/, /28/, /70/, /152/ și în special la cele la care chiar fierul rotorului înlocuiește înfășurarea de amortizare ca în cazul GS de 200 MW din SEN.

2.3.2. Conceptii referitoare la considerarea curenților turbionari în MM al MS

Stabilirea riguroasă a repartiției curenților turbionari în miezul MS se poate realiza numai prin rezolvarea ecuațiilor lui Maxwell, considerînd structura anizotropă determinată de forma constructivă concretă a GS /12/, /16/, /28/, /89/, /152/, /167/, /173/. Principial soluțiile căutate pot fi obținute pe două căi:

- a) Analitic, adoptînd ipoteze simplificatoare care afectează rezultatele, dar permit obținerea unor expresii ale impedanțelor operaționale pentru MS, ale pierderilor în fier, etc. /16/, /28/, /84/, /89/, /91/, /152/.
- b) Prin integrarea numerică a SEC cu derivate parțiale cu ajutorul calculatorului /12/, /29/, /60/, /152/; în acest caz rezultatele sînt mai exacte, dar nu este posibilă obținerea unor expresii analitice care să evidențieze clar dependența fenomenelor de anumiți parametri /30/.

Ambele metode de lucru, care se completează reciproc, conduc

la mînuierea unor expresii extrem de complicate, respectiv la efectuarea unor calcule foarte laborioase, care nu se justifică decît atunci cînd se abordează probleme legate de proiectarea GS și care nu sînt adecvate a fi folosite în studiile referitoare la comportarea SEE în ansamblu /36/, /89/, /155/. În urma cercetărilor conduse pe calea integrării ecuațiilor lui Maxwell pentru GS, s-a evidențiat posibilitatea reprezentării simplificate a curenților turbionari, cu un grad de acuratețe suficient de ridicat și sub o formă foarte convenabilă de a fi adoptată în studiile de sistem. În acest sens există două metode abordabile:

- a) Introducerea unor înfășurări echivalente scurtcircuitate pe axele MS ale căror efecte să simuleze influența curenților turbionari /11/, /36/, /134/, /152/, /155/, /157/.
- b) Modificarea corespunzătoare a impedanțelor operaționale ale GS /12/, /16/, /192/, /193/, /194/, /195/.

Avînd în vedere că în scopul simplificării calculelor este necesară aducerea expresiilor impedanțelor operaționale la forma clasică a funcțiilor de transfer /81/, /207/ și că astfel de formă corespunde situației în care pe o axă se găsesc plasate un număr corespunzător de circuite echivalente /11/, rezultă că între ambele posibilități de reprezentare a curenților turbionari poate fi stabilită o legătură biunivocă.

Introducerea curenților turbionari în MM al GS prin considerarea unor înfășurări echivalente scurtcircuitate plasate în axele d, q ale mașinii este confirmată și de caracteristicile de funcționare asincronă ale TG cu excitația deschisă, care sînt asemănătoare cu cele ale MAS /27/, /36/.

Principalele probleme ce trebuie rezolvate în cazul reprezentării curenților turbionari prin circuite echivalente sînt:

1. determinarea numărului de înfășurări suplimentare care se plasează pe fiecare axă a MS;
2. determinarea parametrilor înfășurărilor aferente curenților turbionari.

Rezolvarea acestor probleme interdependente se face pe 2 căi:

- a) Pe bază de considerente fizice se stabilește cîte o înfășurare echivalentă pentru fiecare cale de închidere a curenților turbionari /30/, /152/; parametrii corespunzători ai înfășurărilor echivalente se determină prin calcule și ei depind de forma geometrică a porțiunilor străbătute de curenții turbionari aferenți înfășurărilor respective /12/, /16/, /44/, /39/, /167/, /192/, /193/, /194/, /195/, de saturație /13/, /44/, /39/, /167/, /194/, de caracteristicile materialului (rezistivitate și permeabilitate magnetică) și de frecvența cîmpului electromagnetic /89/, /168/.
- b) Pe considerente de modelare se alege numărul minim de înfășurări echivalente și corespunzător parametrii aferenți lor, astfel încît caracteristicile de frecvență ale GS /41/, /152/, /155/, /176/ să nu su-

propuneri cât mai exacte pentru caracteristicile de frecvență ale MM. Obținerea caracteristicilor de frecvență ale GS se realizează prin măsurători utilizând semnale de probă tip treaptă, sinusoidale sau alente care aplicate mașinii funcționând în plină sarcină, sau cu rotorul blocat /11/, /12/, /44/, /97/, /122/. Pentru că realizarea unor astfel de experimente este dificilă, costisitoare și legată de pericolul perturbării funcționării SEE la care este cuplată MS, s-a încercat și utilizarea caracteristicilor de frecvență obținute prin calcule ce au la bază MM complexe ale MS /155/, /89/.

Din literatura de specialitate se pot desprinde următoarele recomandări generale de care să se țină cont la introducerea curenților turbionari în MM al MS /11/, /12/, /16/, /28/, /36/, /41/, /45/, /122/, /152/, /191/:

- 1) Reprezentarea fidelă a curenților turbionari depinde în special de stabilirea exactă a parametrilor înfășurărilor echivalente și mai puțin de numărul lor. De aceea un model cu un număr redus de circuite echivalente ale căror parametri au fost determinați corect, simulează mult mai bine GS decât un MM cu un număr mare de circuite, dar cu parametri stabiliți aproximativ. De altfel, în practică, nu se utilizează modele cu mai mult de patru, maximum cinci înfășurări suplimentare.
- 2) Având în vedere că în rotor apar curenți turbionari numai în regiuni tranzitorii de funcționare și deci din acest motiv influența lor este mult mai importantă decât a curenților turbionari statorici, se recomandă introducerea de înfășurări echivalente doar în rotor.
- 3) În absența unor date experimentale se recomandă introducerea curenților turbionari doar prin considerarea unei înfășurări suplimentare plasată în rotor pe axa d și a alteia plasată pe axa q. Parametrii acestor înfășurări echivalente se adoptă ținând cont că:
 - în absența saturației raportul X/R are valoarea 1, iar la o saturație internică este de 0,5; în majoritatea cazurilor se recomandă utilizarea valorii de 0,66 /36/, /45/, /89/;
 - dispersia înfășurărilor corespunzătoare curenților turbionari variază între 16,6 % și 33 % /36/, /84/, /168/.

3.3. Ecuațiile MS echivalente ținând cont de influența curenților turbionari

La scrierea ecuațiilor MS echivalente ținând cont de influența curenților turbionari s-au avut în vedere următoarele aspecte:

- 1) Considerarea curenților turbionari se face prin introducerea unor înfășurări echivalente scurtcircuitate plasate pe axele d și q ale mașinii, în rotor.

Pentru GS din SEN, care constituie circuitul statorului, nu s-au efectuat

at pînă în prezent încercări din care să rezulte caracteristicile de frecvență ale acestora și nici prezenta lucrare nu are acest scop.

c) Se adoptă recomandările prezentate în § 2.3.2 referitoare la numărul de înfășurări echivalente și la parametrii acestora.

În urma modificărilor adoptate de introducerea curenților turbionari, schema echivalentă a GS se prezintă ca în fig. 2.5.

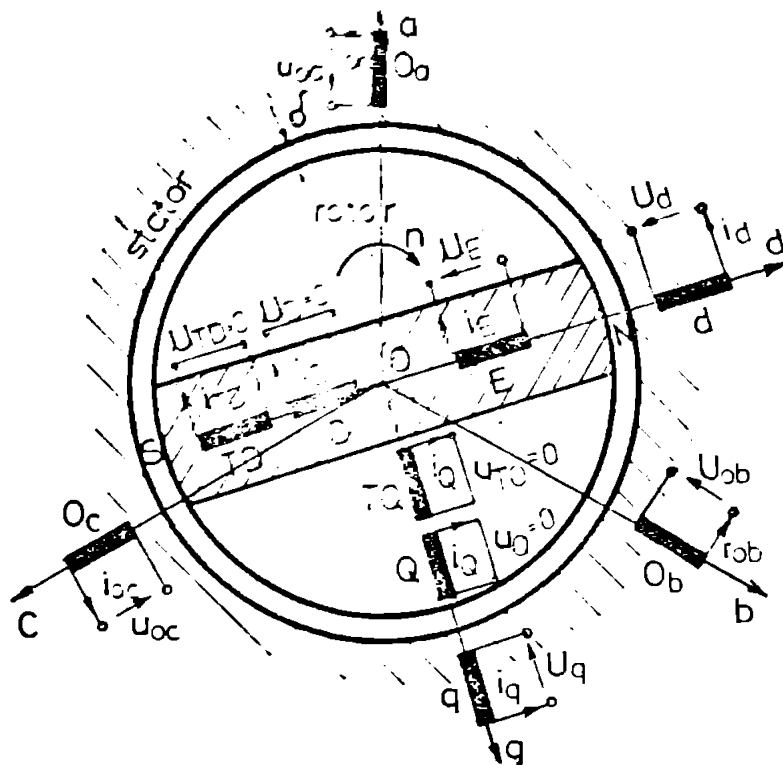


Fig.2.5. Reprezentarea MS echivalente considerînd curenții turbionari

Se constată direct că în SEC (2.2.34) modificările introduse de considerarea curenților turbionari constau în completarea acestuia cu următoarele relații:

$$0 = R_{TD}i_{TD} + D \Psi_{TD} \quad (2.3.1a)$$

$$0 = R_{TQ}i_{TQ} + D \Psi_{TQ} \quad (2.3.1b)$$

$$\Psi_{TD} = L_{TDD}i_{TD} + L_{TDd}i_d + L_{TDS}i_s + L_{TDD}i_D \quad (2.3.1c)$$

$$\Psi_{TQ} = L_{TQQ}i_{TQ} + L_{TQq}i_q + L_{TQQ}i_Q \quad (2.3.1d)$$

în care indicii TD și TQ semnifică faptul că mărimile corespunzătoare se referă la circuitele echivalente introduse pe axa d, respectiv q.

În plus, toate relațiile lui Maxwell pentru fluxuri se completează cu termeni de tipul $L_{jTk} \cdot i_{Tk}$ ($k=D, Q$) corespunzător axei pe care există înfășurarea produsă de înfășurarea "j". SEC al MS incluzînd și curenții turbionari, scris sub formă matricială, este dat de:

$$\begin{bmatrix} \bar{1} & \bar{0} \\ \bar{0} & -\bar{1}_T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{u}_{sd} \\ \bar{u}_{Trd} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \bar{R}_{sd} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{R}_{Trd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{i}_{sd} \\ \bar{i}_{Trd} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \bar{D} + \omega \bar{E} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{D}_T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\Psi}_{nd} \\ \bar{\Psi}_{Trd} \end{bmatrix} \quad (2.3.2a)$$

$$\begin{bmatrix} \bar{\Psi}_{sd} \\ \bar{\Psi}_{Trd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{L}_{sdd} & \bar{L}_{Trsd} \\ \bar{L}_{Trsd} & \bar{L}_{Trrd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{i}_{sd} \\ \bar{i}_{Trd} \end{bmatrix} \quad (2.3.2b)$$

$$C_m - k\omega - \bar{\psi}'_{sd} \cdot \bar{E} \cdot \bar{i}_{sd} = T_m D \omega \quad (2.3.2c)$$

$$\omega = D \psi \quad (2.3.2d)$$

în care indicele T semnifică faptul că matricea conține și mărimile co-
repondente curenților turbionari, iar:

$$\bar{u}'_{Trd} = [u_E, 0, 0, 0, 0] ; \bar{i}'_{Trd} = [i_E, i_D, i_{TD}, i_Q, i_{TQ}]$$

$$\bar{\psi}'_{Trd} = [\psi_E, \psi_D, \psi_{TD}, \psi_Q, \psi_{TQ}] ; \bar{R}'_{Trd} = \text{diag} [R_E, R_D, R_{TD}, R_Q, R_{TQ}]$$

$$\bar{L}'_{Trsd} = \bar{L}'_{Trsd} = \begin{matrix} & \begin{matrix} d \\ q \\ 0 \end{matrix} & \begin{matrix} E & D & TD & Q & TQ \end{matrix} \\ \begin{matrix} d \\ q \\ 0 \end{matrix} & \begin{matrix} L_{dE} & L_{dD} & L_{dTD} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & L_{qQ} & L_{qTQ} \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{matrix} \end{matrix}$$

$$\bar{L}'_{Trrd} = \begin{matrix} & \begin{matrix} E & D & TD & Q & TQ \end{matrix} \\ \begin{matrix} E \\ D \\ TD \\ Q \\ TQ \end{matrix} & \begin{matrix} L_{EE} & L_{ED} & L_{ETD} & 0 & 0 \\ L_{DE} & L_{DD} & L_{DTD} & 0 & 0 \\ L_{TDE} & L_{TDD} & L_{TDTD} & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & L_{QQ} & L_{QTQ} \\ 0 & 0 & 0 & L_{TQQ} & L_{TQTQ} \end{matrix} \end{matrix}$$

Se menționează că scrierea SEE al MS, în cazul considerării
mai multor înfășurări echivalente pentru curenții turbionari, se face
relativ simplu pornind de la relațiile 2.3.2, obținându-se o formă
asemănătoare, ceea ce conduce la concluzia că ipotezele adoptate nu
restrâng gradul de generalitate sub care este abordată problema sta-
bilității GS cuplate la un SEE complex.

2.4. MODELUL MATEMATIC PENTRU REPREZENTAREA GENERATORULUI SINCRON ÎN STUDIILE DE STABILITATE STATICĂ

2.4.1. Aspecte generale privind noțiunea de stabilitate a GS din SEE

Pentru a putea obține MM al GS în studiile de STS, este ne-
cesară definirea în prealabil a noțiunii de stabilitate în general și
a celei de STS în particular.

Trebuie remarcat de la început că sfera acestor noțiuni s-a
dezvoltat odată cu creșterea complexității fenomenelor și că din cele
prezentate în § 1.3.1.3. rezultă că diverși autori au utilizat termi-
nologii diferite pentru evidențierea unor aspecte întrucâtva similare.
De aceea, în prezent, se constată pe plan internațional un efort impor-
tant depus pentru a elimina dificultățile de vocabular și de aici,
unele posibile interpretări cronate /8/, /32/, /213/.

În cadrul acestei lucrări se vor adopta definițiile descrise în /7/, /8/, /208/ din următoarele motive:

- au cea mai largă răspândire și recunoaștere;
- au un grad de rigurozitate ridicat;
- permit o legătură relativ simplă între fenomen și descrierea lui matematică.

2.4.2. Definiții adoptate cu referire la stabilitatea MS interconectate /7/, /8/, /208/.

Se adoptă următoarele definiții, conform /208/:

1. Regim permanent sau inițial. Starea de funcționare astfel încât ansamblul mărimilor care o caracterizează poate fi considerat constant.
2. Mersul în sincronism sau mersul sincron. Se spune că o MS legată cu alte MS prin intermediul unei RE este în mers sincron dacă viteza sa electrică (produsul vitezei unghiulare cu numărul de perechi de poli) este egală cu pulsația tensiunii rețelei în punctul de legătură. Se spune că o RE funcționează în sincronism, dacă toate MS care se racordează la ea funcționează sincron.
3. Mersul nesincron. Funcționarea unei MS în timpul căreia se produce una sau mai multe alunecări ale polilor. Se spune că o RE este în nesincron dacă una sau mai multe MS funcționează nesincron.
4. Păstrarea sincronismului. O MS își păstrează sincronismul în timpul regimului tranzitoriu, dacă acesta are loc fără alunecarea polilor.
5. Pierderea sincronismului. Trecerea uneia sau mai multor MS din mersul sincron în cel nesincron.
6. Revenirea în sincronism (resincronizarea). Reîntoarcerea din mersul nesincron în cel sincron a mai multor MS care au suferit o pierdere de sincronism.
7. Mersul în asincron. Este un caz particular al mersului nesincron în cursul căruia MS au înfășurările de excitație fie deschise, fie scurt-circuitate.
8. Pendulările. Starea de funcționare a SEE în care mărimile electrice oscilează cu o amplitudine finită în jurul unei poziții de echilibru corespunzând unui regim permanent. În acest regim oscilațiile își conservă amplitudinea finită datorită nelinearităților, caracteristicilor de funcționare ale MS sau a unor elemente din RE. Pendulările nu trebuie confundate cu oscilațiile forțate, rezultate prin aplicarea unor cupluri pulsatorii.
9. Stabilitatea statică (SS). O RE este în regim stabil static, dacă în urma unei "mici" perturbări oarecare, ea atinge un regim permanent identic cu regimul inițial sau foarte aproape de acesta.
Se numește "mică" perturbare, o perturbare pentru care liniarizarea

ecuațiilor este practic justificată.

Se poate nota că noțiunea de STS (definită aici pentru o RE) este echivalentă cu conceptul clasic de "stabilitate locală" a unui sistem.

În caz de instabilitate statică, se va face distincție între instabilitatea statică aperiodică și instabilitatea statică oscilatorie, după cum instabilitatea se produce prin variația aperiodică a mărimilor de funcționare sau prin oscilații cu o amortizare negativă.

Aceste două tipuri de instabilitate pot fi corelate, prima cu existența unei rădăcini reale pozitive, a doua cu existența unei perechi de rădăcini complex conjugate cu parte reală pozitivă în ecuația caracteristică a SEC linearizat.

10. Stabilitatea tranzitorie. O RE este în regim de stabilitate tranzitorie relativ la un ciclu de perturbații, dacă în urma ciclului de perturbații se regăsește într-un regim permanent de mers sincron. Stabilitatea tranzitorie definită astfel corespunde conceptului de stabilitate globală din automatică.

Instabilitatea tranzitorie se manifestă în orice situație prin pierderea definitivă a sincronismului uneia sau mai multor MS sau prin pendulări. Cazul particular al unei RE care rămâne în sincronism, dar a cărei frecvență scade mereu, va fi considerat ca o "instabilitate la fenomene lente".

a) Limită de stabilitate. Regimul permanent de mers în sincronism, față de care orice modificare în sens nefavorabil a unui parametru ce îl caracterizează, sau o perturbație este suficientă să conducă la instabilitate.

b) Stabilitatea elementară. Un concept fictiv, corespunzând calculelor efectuate pe reprezentarea simplificată a MS, prin inerția sa și o t.e.m. constantă în spatele unei reactanțe ce se precizează.

c) Stabilitate naturală. Stabilitatea calculată în ipoteza că MS nu au SRAE și SRAV.

d) Stabilitatea artificială. O RE se spune că este stabilă artificial, dacă stabilitatea se datorește prezenței reglajelor pe unul sau mai multe GS din RE. Prin analogie, instabilitatea naturală este o instabilitate în absența reglajelor, iar instabilitatea artificială este cea datorată unor reglaje necorespunzătoare.

Scopul prezentei lucrări îl constituie analiza STS a GS interconectate. În continuare avîndu-se în vedere că în RE de f.t. și c.f.t. "micile perturbații" afectează în majoritatea covârșitoare a cazurilor, simetric cele trei faze și că regimul permanent este un regim simetric, valorile componentelor homopolare pentru curenți, tensiuni și fluxuri sînt zero și ecuațiile de funcționare corespunzătoare înfășurăturilor homopolare se pot neglija.

2.4.3. Aprecieron critică a definițiilor adoptate și a modului de abordare a studiului STS în literatura de specialitate.

Analizând definițiile adoptate pentru STS, se pot pune justificate următoarele întrebări:

1. Există certitudinea prezenței în SEE a unor perturbații foarte mici încât liniarizarea SEC de funcționare să fie justificată, adică rezultatele obținute pentru SEC simplificat să fie valabile și în realitate?
2. Ce valoare "maximă" pot avea "micile" perturbații?
3. Cum se ajunge la SEC liniarizat?

În literatura de specialitate, referitoare la problemele de STS a SEE, nu există rezolvări clare la primele două întrebări, considerându-se implicit răspunsul afirmativ la prima întrebare, iar la cea de a doua precizându-se uneori /44/, /73/, /105/ că perturbațiile trebuie să fie atât de mici, încât termenii de grad superior lui unu, din dezvoltarea în serie Taylor a funcțiilor neliniare ce descriu fenomenele, să fie neglijabili. Desigur neglijarea trebuie făcută în raport cu o precizie de calcul adoptată, dar ce valoare trebuie să aibă aceasta pentru ca liniarizarea să fie justificată, nu este o problemă clară.

Mult mai clare sînt indicațiile referitoare la obținerea SEC liniarizat, fiind uzuale următoarele două posibilități;

a) Dacă se notează cu:

$$\bar{x}'(t) = [\dot{x}_i(t)]' = [\dot{x}_1(t), \dot{x}_2(t), \dots, \dot{x}_1(t), \dots, \dot{x}_n(t)] \quad (2.4.1a)$$

vectorul variabilelor ce descriu comportarea SEE;

$$\bar{f}'(\bar{x}(t), t) = [f_i(\bar{x}(t), t)]' = [f_1(\bar{x}, t), \dots, f_1(\bar{x}, t), \dots] \quad (2.4.1b)$$

vectorul funcțiilor ce descriu comportarea SEE;

$$D \cdot \bar{x}(t) = \bar{f}(\bar{x}(t), t) \quad (2.4.1c)$$

modelul matematic al SEE;

N - indice corespunzător regizului permanent al RE (SEE);

Δ - simbol pentru perturbații;

atunci sînt valabile relațiile:

$$D \bar{x}_N = \bar{f}(\bar{x}_N, t) \quad t \geq t_0 \quad t_0 - (\text{momentul inițial}) \quad (2.4.2a)$$

$$\bar{x}(t) = \bar{x}_N + \Delta \bar{x}(t) \quad (2.4.2b)$$

Se parcurg următoarele etape /70/, /73/, /105/:

1. Se dezvoltă în serie Taylor :

$$\bar{f}(\bar{x}(t), t) = \bar{f}(\bar{x}_N, t) + \left[\frac{\partial f_i(t)}{\partial x_j} \right]_{\bar{x}=\bar{x}_N} \cdot \Delta \bar{x}(t) + \dots \quad (2.4.2c)$$

2. Se neglijează termenii de ordin mai mare ca unu, în virtutea faptului că perturbațiile $[\Delta x_i]$ sînt suficient de mici.

3. Ținînd cont de (2.4.2a), rezultă pentru (2.4.1c) următoarea formă:

$$D \Delta \bar{x}(t) = \left[\frac{\partial f_i(t, \bar{x}(t))}{\partial x_j(t)} \right]_{\bar{x} = \bar{x}_N} \cdot \Delta \bar{x}(t) \quad (2.4.3)$$

care constituie sistemul liniarizat de ecuații.

b) Se aplică principiile calculului variațional relațiilor (2.4.1c)/73/, /107/; dacă sistemul de ecuații este satisfăcut atât de \bar{x}_N cât și de variația $\delta\bar{x}$, atunci variația totală trebuie să se anuleze:

$$\delta\{D.\bar{x}(t) - \bar{f}(\bar{x}(t), t)\} = \bar{0} \quad (2.4.4a)$$

$$D\delta\bar{x}(t) = \delta\bar{f}(\bar{x}(t), t) = \left[\frac{\partial f_1(\bar{x}, t)}{\partial x_j} \right] \bar{x} = \bar{x}_N \cdot \delta\bar{x}(t) \quad (2.4.4b)$$

Se constată că relația (2.4.4b) este echivalentă cu (2.4.3) avîndu-se în vedere că perturbațiile corespund la variații foarte mici ale mărimilor de stare.

Pornind de la afirmația că noțiunea de STS a unei RE este echivalentă cu conceptul de stabilitate locală a unui sistem, apare ca justificată reconsiderarea tuturor noțiunilor prin prisma teoriei stabilității după prima aproximație. Abordarea problemei, pe această cale, permite clarificarea tuturor aspectelor obscure din literatura de specialitate.

2.4.4. Reconsiderarea definițiilor adoptate prin prisma teoriei stabilității după prima aproximație /79/.

Definițiile și teoremele enunțate în acest paragraf sînt preluate din /79/. MM ce descrie comportarea SSE este dat de (2.4.1c), cu aceeași semnificație a notațiilor ca și în § 2.4.3.

Se adoptă următoarele definiții:

1. Soluția $\bar{x}_N(t)$ a SEC (2.4.1c) este stabilă dacă pentru orice $\varepsilon > 0$ există $\delta(\varepsilon, t_0)$ astfel încît dacă $|\bar{x}(t_0) - \bar{x}_N(t_0)| < \delta$ să rezulte $|\bar{x}(t) - \bar{x}_N(t)| < \varepsilon$ pentru orice $t \geq t_0$ /79/.

Observație: Prin $|\bar{x}|$ se înțelege norma lui \bar{x} , iar prin t_0 momentul inițial.

2. Dacă δ depinde numai de ε nu și de t_0 atunci soluția $\bar{x}_N(t)$ este uniform stabilă /79/.

3. Soluția $\bar{x}_N(t)$ se numește asimptotic stabilă dacă este stabilă și în plus: /79/

$$\lim_{t \rightarrow \infty} |\bar{x}(t) - \bar{x}_N(t)| = \bar{0}$$

4. Soluția $\bar{x}_N(t)$ se numește uniform asimptotic stabilă dacă este uniform stabilă și în plus /79/:

$$\lim_{t \rightarrow \infty} |\bar{x}(t) - \bar{x}_N(t)| = \bar{0}$$

Conform lui Liapunov, soluția $\bar{x}_N(t)$ a sistemului pentru condițiile inițiale $\bar{x}_N(t_0)$, se numește mișcare neperturbată iar soluția $\bar{x}(t)$ corespunzătoare condițiilor $\bar{x}(t_0)$ se numește mișcare perturbată. /85/. Din punct de vedere geometric definițiile de mai sus se interpretează astfel: pentru o soluție stabilă în orice moment $t \geq t_0$ punctul de

pe traiectoria mișcării perturbate se găsește în vecinătatea traiectoriei punctului corespunzător mișcării neperturbate; dacă vecinătatea celor două puncte de pe traiectoriile mișcărilor perturbată și neperturbată nu depinde de momentul inițial al perturbației, stabilitatea este uniformă și dacă în plus, pe măsura creșterii timpului distanța dintre traiectoria mișcării perturbate și a celei neperturbate tinde la zero, stabilitatea este asimptotică. Se constată că noțiunea de STS a unei RS înglobează în ea, fără însă a explicita, conceptele de stabilitate, stabilitate uniformă și stabilitate asimptotică.

Este o practică curentă /79/, /85/ de a reduce problema studiului stabilității soluției $\bar{x}_N(t)$, la studiul perturbațiilor:

$$\Delta \bar{x}(t) = \bar{x}(t) - \bar{x}_N(t) \quad (2.4.5)$$

În acest sens:

$$D \Delta \bar{x}(t) = D \bar{x}(t) - D \bar{x}_N(t) = \bar{f}(\bar{x}(t), t) - \bar{f}(\bar{x}_N(t), t)$$

$$\text{sau: } D \Delta \bar{x}(t) = \bar{F}(\Delta \bar{x}(t), t) \quad (2.4.6)$$

$$\text{cu: } \bar{F}(\Delta \bar{x}(t), t) = \bar{f}(\bar{x}_N(t) + \Delta \bar{x}(t), t) - \bar{f}(\bar{x}_N(t), t) \quad (2.4.7)$$

Ecuatiile (2.4.6) au fost numite de către Liapunov, SEC al mișcării perturbată /79/, iar soluția sa a cărei stabilitate se cercetează este soluția banală:

$$\Delta \bar{x}(t) = \bar{0} \quad (2.4.8)$$

Dacă funcțiile din (2.4.7) sînt dezvoltate în serie Taylor se obține /79/:

$$\bar{F}(\Delta \bar{x}(t), t) = \left[\frac{\partial}{\partial x_j} f_i(\bar{x}(t), t) \right]_{\bar{x} = \bar{x}_N} \cdot \Delta \bar{x}(t) + o(\Delta \bar{x}(t)) \quad (2.4.9)$$

Se numește SEC liniar de primă aproximație a SEC (2.4.6), ecuațiile obținute prin considerarea numai a termenilor de gradul întâi din (2.4.9):

$$D \Delta \bar{x}(t) = \left[\frac{\partial}{\partial x_j} f_i(\bar{x}(t), t) \right]_{\bar{x} = \bar{x}_N} \cdot \Delta \bar{x}(t) \quad (2.4.10)$$

Teorema fundamentală, a teoriei stabilității după prima aproximație, precizează condițiile în care, dacă soluția banală a sistemului de primă aproximație este uniform asimptotic stabilă, rezultatul obținut poate fi extins și la sistemul neliniar de ecuații. Ea se enunță astfel /79/:

Fiind dat sistemul:

$$D \Delta \bar{x}(t) = \bar{A}(t) \cdot \Delta \bar{x}(t) + \bar{Y}(\Delta \bar{x}(t), t) \quad (2.4.11)$$

unde $\bar{A}(t)$ este mărginită (sau mai general) $\int_0^t |\bar{A}(u)|_p du = \omega(t-s)$ și $|\bar{Y}(\Delta \bar{x}(t), t)| < c \cdot |\Delta \bar{x}(t)|$ pentru $|\Delta \bar{x}(t)| < h$, unde c este o constantă suficient de mică, atunci dacă soluția banală a SEC liniar de primă aproximație este uniform asimptotic stabilă și soluția banală a lui (2.4.11) este uniform asimptotic stabilă. Demonstrația se găsește în /79/.

După cum se va arăta ulterior SEC de primă aproximație al EM al GS, este un SEC diferențiale liniare cu coeficienți constanți și are forma:

$$D \Delta \bar{x}(t) = \bar{B} \cdot \Delta \bar{x}(t) \quad (2.4.12)$$

Verificarea stabilității lui se poate face prin cunoașterea VPR $\bar{\lambda}$ ale matricii \bar{B} , sau ceea ce este echivalent prin cunoașterea rădăcinilor ecuației caracteristice a SEC (2.4.12):

$$\det \{ \bar{B} - \bar{I} \cdot \bar{\lambda} \} = 0 \quad (2.4.13)$$

Este bine cunoscut /79/, /85/, /154/ că:

a) Dacă $\text{Real}(\lambda_i) < 0$ pentru toți $i=1, n$, soluțiile SEC (2.4.12) tind către 0 când t tinde la infinit; în cazul că:

1. Imaginar $(\lambda_i) = 0$ comportarea soluției este aperiodică.

2. Imaginar $(\lambda_i) \neq 0$ soluțiile sînt oscilații amortizate.

b) Dacă cel puțin pentru un "i", $\text{Real}(\lambda_i) > 0$ soluția SEC va fi instabilă, valorile variabilelor crescînd mereu cu trecerea timpului; dacă:

1. Imaginar $(\lambda_i) = 0$ instabilitatea are caracter aperiodic.

2. Imaginar $(\lambda_i) \neq 0$ instabilitatea are caracter oscilant.

c) Dacă pentru una sau mai multe VPR λ_i , $\text{Real}(\lambda_i) = 0$, $i=1, \dots, m$ ($m < n$) atunci SEC este stabil numai dacă:

1. Celulele corespunzătoare VPR λ_i , din forma Jordan a matricii \bar{B} , au dimensiunea unitară; în caz contrar, pentru celulele jordaniene de dimensiune mai mare ca 1 soluțiile prezintă termeni în t , numiți termeni seculari, care fac ca acestea să fie nemărginite.

2. $m=n$ și forma Jordan a matricii \bar{B} este diagonală, în acest caz soluțiile sînt mărginite pe toată axa și sînt funcții aproape periodice.

Avînd în vedere pe de o parte dificultatea obținerii formei Jordan pentru matrici de dimensiuni mari, iar pe de altă parte gradul de incertitudine ce afectează practic parametrii ecuațiilor de funcționare, în tehnică, în majoritatea situațiilor, se renunță la cazul c), considerînd soluția stabilă doar dacă se realizează condițiile cazului a) /154/.

2.4.5. Regimul staționar simetric normal al GS /36/, /119/, /130/.

Regimul staționar simetric normal al GS corespunde regimului permanent, cînd acesta funcționează sincron. În această situație sînt realizate următoarele condiții:

a) Viteza unghiulară a GS este constantă și egală cu valoarea nominală:

$$\omega_N = \frac{d\vartheta_N}{dt} = \omega_s = \text{const.} \quad (2.4.14a)$$

b) Tensiunile statorice la bornele GS sînt cosinusoidale, simetrice pe cele trei faze cu amplitudinea constantă:

$$\bar{u}_{sfN} = \begin{bmatrix} u_{\max N} \cos(\omega_N t + \delta_0 - \varphi_a) \\ u_{\max N} \cos(\omega_N t + \delta_0 - \varphi_b) \\ u_{\max N} \cos(\omega_N t + \delta_0 - \varphi_c) \end{bmatrix} \quad (2.4.14b)$$

$\delta_0 = \int_0^t \omega_N dt$ defazajul tensiunii fazei "a" față de axa sincronă de

c) Curentii statorici la bornele GS sînt cosinusoidali, simetrici pe cele trei faze, cu amplitudinea constantă în timp:

$$\bar{i}_{sfN} = \begin{bmatrix} i_{\max N} \cos(\omega_N \cdot t + \delta_0 - \varphi_N - \varphi_a) \\ i_{\max N} \cos(\omega_N \cdot t + \delta_0 - \varphi_N - \varphi_b) \\ i_{\max N} \cos(\omega_N \cdot t + \delta_0 - \varphi_N - \varphi_c) \end{bmatrix} \quad (2.4.14d)$$

d) Cuplul mecanic la arborele GS este constant:

$$C_{mN} = \text{const.} \quad (2.4.14e)$$

e) Tensiunea de excitație este constantă:

$$u_{EN} = U_{EN} = \text{const.} \quad (2.4.14f)$$

în care: - $u_{\max N}$, $i_{\max N}$ sînt valorile amplitudinii tensiunii, respectiv curentului exprimate în u.r.;

- φ_N este defazaajul dintre tensiune și curent;

- $\varphi_a, \varphi_b, \varphi_c$ au aceeași semnificație ca în tabelul 2.2.1;

f) Înălțăturile din GS raportate la axele d, q, 0 sînt constante în timp.

Introducînd condițiile de mai sus în MM al GS dat de SEC

(2.3.2) se obțin relațiile între mărimile ce caracterizează funcționarea acestuia în regim staționar simetric normal /119/, /120/, /214/:

$$\bar{u}_{sdN} = - \bar{R}_{sd} \cdot \bar{i}_{sdN} - \omega_N \cdot \bar{E} \cdot \bar{\Psi}_{sdN} \quad (2.4.15a)$$

$$\bar{u}_{TrdN} = + \bar{R}_{Trd} \cdot \bar{i}_{TrdN} \quad (2.4.15b)$$

$$\begin{bmatrix} \bar{\Psi}_{sdN} \\ \bar{\Psi}_{TrdN} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{L}_{ssd} & \bar{L}_{Trsd} \\ \bar{L}_{Trsd} & \bar{L}_{Trrd} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \bar{i}_{sdN} \\ \bar{i}_{TrdN} \end{bmatrix} \quad (2.4.15c)$$

$$C_{mN} - k \cdot \omega_N - \bar{\Psi}'_{sdN} \cdot \bar{E} \cdot \bar{i}_{sdN} = 0 \quad (2.4.15d)$$

$$\dot{\nu}_N = \dot{\nu}_0 + \omega_N \cdot t \quad (2.4.15e)$$

A devenit o practică curentă ca urmărirea fenomenelor tranzitorii în timp să fie raportată nu la axa fazei "a", ci la o axă sincronă (care are viteza unghiulară constantă $\omega_s = \omega_N$), care la momentul $t_0 = 0$ se găsește suprapusă peste axa fazei "a". Față de această axă unghiul ν_r respectiv δ_r au expresia.

$$\nu_r = \nu - \omega_s \cdot t \quad (2.4.16a)$$

$$\delta_r = \delta - \omega_s \cdot t \quad (2.4.16b)$$

$$\omega_r = D \nu_r = \omega - \omega_s \quad (2.4.16c)$$

ω_r reprezintă viteza unghiulară relativă a rotorului față de axa sincronă. Rațiunea trecerii la acest sistem de referință în timp se bazează pe faptul că interesează doar modificarea relativă a unghiurilor față de poziția de "echilibru", și prin aceea că în toată RE pozițiile rotorilor GS trebuie raportate la un sistem unic de referință. În aceste condiții reprezentarea fazorială a mărimilor GS se face cu vectori fictivi /173/.

Ținînd cont de aceste ipoteze relațiile (2.3.2a), (2.3.2d) devin:

$$C_m - k \cdot \omega_s - k \cdot \omega_r - \bar{\Psi}'_{sd} \cdot \bar{E} \cdot \bar{i}_{sdN} = T_m \cdot D \omega_r \quad (2.4.17a)$$

$$\omega_r = D \nu_r \quad (2.4.17b)$$

Iar relațiile (2.4.14c) și (2.4.15e) vor fi:

$$\begin{aligned} \delta_{rN} &= \delta_0 & (2.4.17c) \\ v_{rN} &= v_0 & (2.4.17d) \\ \omega_{rN} &= 0 & (2.4.17e) \end{aligned}$$

Explicitarea relațiilor (2.4.15) este imediată și se face în scopul stabilirii diagramei fazoriale corespunzătoare regimului staționar simetric normal (fig. 2.6) /119/:

$$u_{dN} = -R \cdot i_{dN} + \omega_N \Psi_{qN} \quad (2.4.18a)$$

$$u_{qN} = -R \cdot i_{qN} - \omega_N \Psi_{dN} \quad (2.4.18b)$$

$$u_{eN} = R_E \cdot i_{eN} \quad (2.4.18c)$$

$$\Psi_{dN} = L_{dd} \cdot i_{dN} + L_{dE} \cdot i_{eN} \quad (2.4.18d)$$

$$\Psi_{eN} = L_{Ed} \cdot i_{dN} + L_{EE} \cdot i_{eN} \quad (2.4.18e)$$

$$\Psi_{dN} = L_{Dd} \cdot i_{dN} + L_{DE} \cdot i_{eN} \quad (2.4.18f)$$

$$\Psi_{TDN} = L_{TDd} \cdot i_{dN} + L_{TDE} \cdot i_{eN} \quad (2.4.18g)$$

$$\Psi_{qN} = L_{qq} \cdot i_{qN} \quad (2.4.18h)$$

$$\Psi_{QN} = L_{Qq} \cdot i_{qN} \quad (2.4.18i)$$

$$\Psi_{TQN} = L_{TQq} \cdot i_{qN} \quad (2.4.18j)$$

$$e_{eN} - k \cdot \omega_N + (\Psi_{dN} \cdot i_{qN} - \Psi_{qN} \cdot i_{dN}) = 0 \quad (2.4.18k)$$

$$v_{rN} = v_0 \quad (2.4.18l)$$

$$\omega_{rN} = 0 \quad (2.4.18m)$$

$$u_{dN} = -U_N \sin \beta_0 \quad (2.4.18n)$$

$$u_{qN} = -U_N \cos \beta_0 \quad (2.4.18o)$$

$$i_{dN} = -I_N \sin(\beta_0 + \varphi_N) \quad (2.4.18p)$$

$$i_{qN} = -I_N \cos(\beta_0 + \varphi_N) \quad (2.4.18q)$$

$$\beta_0 = v_0 - \frac{\pi}{2} - \delta_0 \quad (2.4.18r)$$

Relațiile (2.4.18a), (2.4.18b) se pot scrie astfel:

$$u_{dN} = -U_N \sin \beta_0 = -R \cdot i_{dN} + x_{qq} \cdot i_{qN} \quad (2.4.19a)$$

$$u_{qN} = -U_N \cos \beta_0 = -R \cdot i_{qN} - x_{dd} \cdot i_{dN} - x_{dE} \cdot i_{eN} \quad (2.4.19b)$$

cu: $x_{qq} = \omega_N \cdot L_{qq}$ - reactanța sincronă pe axa q (2.4.20a)

$x_{dd} = \omega_N \cdot L_{dd}$ - reactanța sincronă pe axa d (2.4.20b)

$x_{dE} = \omega_N \cdot L_{dE}$ - reactanța mutuală între înfășurările dE (2.4.20c)

Adoptînd axele de coordonate ca în fig. 2.6 relațiile (2.4.19) pot fi puse sub forma /214/:

$$U_N + R \cdot I_N + j x_{qq} \cdot I_N + j(x_{dd} - x_{qq}) \cdot i_{dN} = E_q \quad (2.4.21)$$

La mersul în gol al GS: $I_N = 0$ și $U_N = E_q$, respectiv înălțuirea magnetică $\Psi_E = \Psi_{Eg}$, $\beta_0 = 0$, $u_{dN} = 0$.

Pentru TG, la care $x_{dd} = x_{qq}$, E_q reprezintă t.e.m. în spatele reactanței sincrone x_{dd} și a rezistenței statorice R.

Calculul regimului staționar normal al GS constă din determinarea tuturor mărimilor ce caracterizează funcționarea sa, atunci cînd sînt cunoscute:

a) Tensiunea U_N la borne și defazajul ei față de axa sincronă δ_0 .

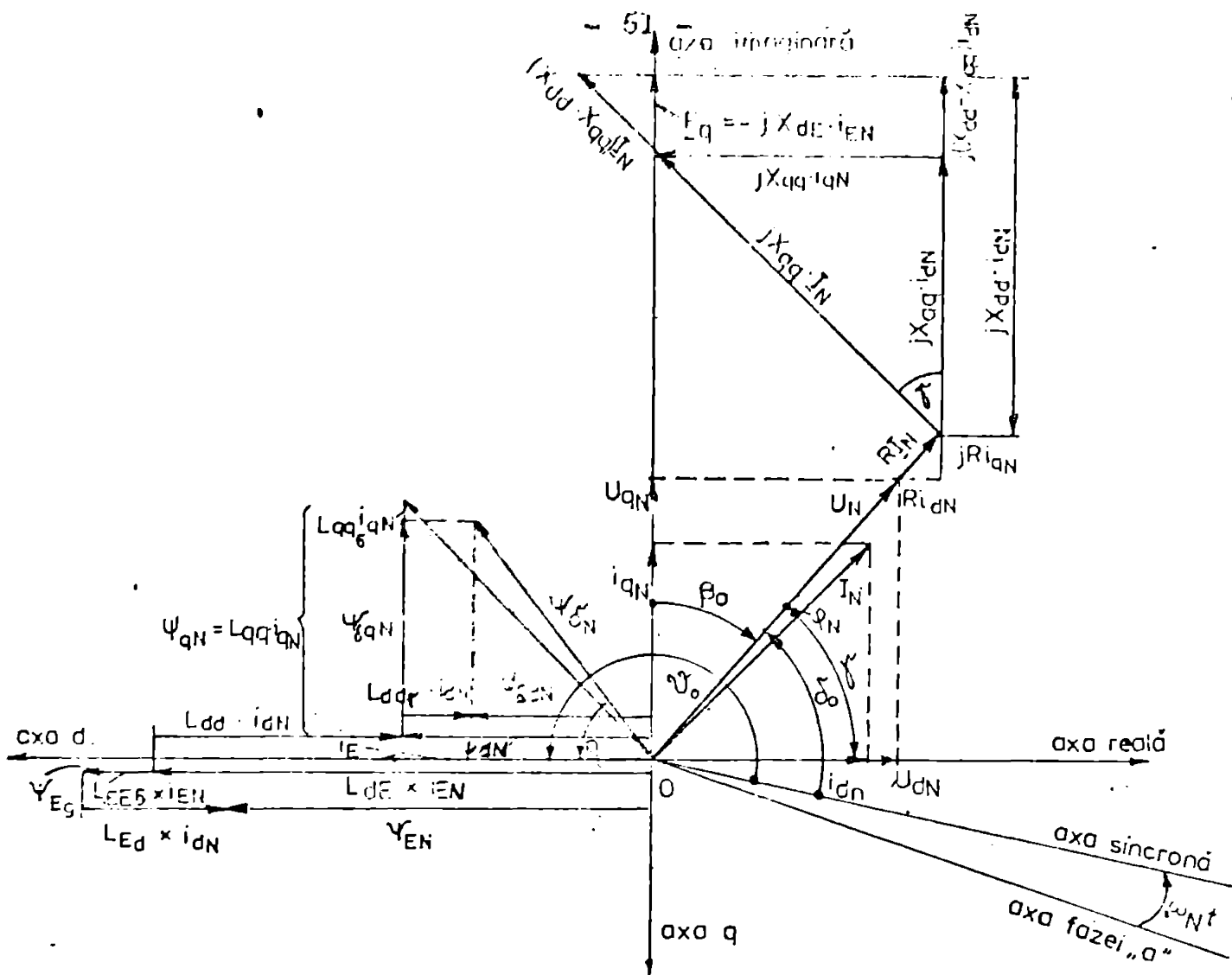


Fig.2.6. Diagrama fazorială a MS în regim staționar.

- b) Puterea activă și reactivă P_N , respectiv Q_N debitate în RE.
- c) Viteza unghiulară ω_N .

Algoritmul de rezolvare a acestei probleme presupune parcurgerea următoarelor etape /119/, /120/:

1. Se calculează curentul debitat de generator și defazajul φ_N :

$$I_N = \frac{\sqrt{P_N^2 + Q_N^2}}{U_N} \tag{2.4.22a}$$

$$\varphi_N = \arctg \frac{Q_N}{P_N} \tag{2.4.22b}$$

2. Se calculează unghiul β_0 , cu relația:

$$\operatorname{tg} \beta_0 = \frac{P_N \cdot x_{qq} - Q_N \cdot R}{U_N^2 + P_N \cdot R + Q_N \cdot x_{qq}} \tag{2.4.22c}$$

- 3. Se determină:
 - u_{dN} cu relația (2.4.18n)
 - u_{qN} cu relația (2.4.18o)
 - i_{dN} cu relația (2.4.18p)
 - i_{qN} cu relația (2.4.18q)

4. Se calculează înălțăturile ψ_{dN} , ψ_{qN} :

$$\psi_{dN} = - \frac{u_{qN} + R \cdot i_{dN}}{\omega_N} \tag{2.4.22d}$$

$$\psi_{qN} = \frac{u_{dN} + R \cdot i_{qN}}{\omega_N} \tag{2.4.22e}$$

5. Se adopte curentul de excitație:

$$i_{dN} = \frac{\gamma_{dN} - I_{da} \cdot i_{dN}}{L_{dE}} \quad (2.4.22f)$$

6. Din (2.4.18k) se determină cuplul la arborele mașinii C_{mN} , iar din (2.4.18r) unghiul ψ_0 .

7. Se calculează restul de mărimi: γ_{EN} , γ_{DN} , γ_{TDN} , γ_{QN} , γ_{TQN} cu relația corespunzătoare lui (2.4.18e) ÷ (2.4.18j).

2.4.6. Ecuațiile GS pentru mici perturbații

Comportarea GS în regim de mici perturbații se studiază cu SEC liniare de primă aproximație corespunzătoare SEC (2.3.2). În literatură aceste ecuații poartă denumirea de ecuațiile MS pentru mici perturbații (oscilații) /58/, /73/, /105/, /180/. Obținerea lor se face pe baza relației (2.4.10), iar detaliile de calcul sînt prezentate în /214/. Ecuațiile GS pentru mici perturbații sînt:

$$\begin{bmatrix} \bar{U}_N & \bar{0} \\ \bar{0} & -\bar{1}_T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \bar{U} \\ \Delta \bar{u}_{Trd} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \bar{R}_{sd} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{R}_{Trd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \bar{i}_{sd} \\ \Delta \bar{i}_{Trd} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \bar{D} + \omega_s \cdot \bar{E} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{D}_T \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \bar{\psi}_{sd} \\ \Delta \bar{\psi}_{Trd} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \bar{E} \cdot \bar{\psi}_{sdN} & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{0} \end{bmatrix} \cdot (\Delta \omega_r) + \begin{bmatrix} \bar{U}_N & \bar{0} \\ \bar{0} & \bar{0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \bar{\psi}_r \\ \bar{0} \end{bmatrix} \quad (2.4.23a)$$

$$\begin{bmatrix} \Delta \bar{\psi}_{sd} \\ \Delta \bar{\psi}_{Trd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{L}_{ssd} & \bar{L}_{Tsrd} \\ \bar{L}_{Trsd} & \bar{L}_{Trrd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta \bar{i}_{sd} \\ \Delta \bar{i}_{Trd} \end{bmatrix} \quad (2.4.23b)$$

$$C_m = k(\Delta \omega_r) - \left\{ i_{qN}(\Delta \psi_d) + \gamma_{dN}(\Delta i_q) - i_{dN}(\Delta \psi_q) - \gamma_{qN}(\Delta i_d) \right\} + T_m D(\Delta \omega_r) \quad (2.4.23d)$$

în care:

$$\bar{U}_N = \begin{bmatrix} -u_{qN} & \frac{u_{dN}}{U_N} \\ u_{dN} & \frac{u_{qN}}{U_N} \end{bmatrix} \quad (2.4.23e)$$

$$\Delta \bar{\psi}_r = [0, (\Delta \psi_r)] \quad ; \quad \Delta \bar{U} = [(\Delta \delta_r), (\Delta U)] \quad ; \quad (2.4.23f)$$

Acest sistem de ecuații poate fi adus la forma:

$$D \Delta \bar{x}_G = \bar{A}_G \cdot \Delta \bar{x}_G + \bar{B}_G \cdot \Delta \bar{u}_G \quad (2.4.24a)$$

$$\Delta \bar{y}_G = \bar{C}_G \cdot \Delta \bar{x}_G \quad (2.4.24b)$$

cu:

$$\Delta \bar{x}_G = [(\Delta \psi_d), (\Delta \psi_q), (\Delta \psi_E), (\Delta \psi_D), (\Delta \psi_{TD}), (\Delta \psi_Q), (\Delta \psi_{TQ}), (\Delta \omega_r), (\Delta \psi_r)]$$

$$\bar{\Delta x}_G^1 = [(\Delta u_E), (\Delta \Omega_m), (\Delta \delta_r), (\Delta U)] \quad (2.4.25b)$$

$$\bar{\Delta y}_G^1 = [(\Delta i_d), (\Delta i_q), (\Delta i_E), (\Delta i_D), (\Delta i_{TD}), (\Delta i_Q), (\Delta i_{TQ})] \quad (2.4.25c)$$

$$\bar{O} = \begin{bmatrix} \bar{L}_{Esd} & \bar{L}_{Tord} \\ \bar{L}_{Trsd} & \bar{L}_{Trrd} \end{bmatrix}^{-1} \quad (2.4.25d)$$

$\bar{\Delta x}_G$ - vectorul mărimilor de stare: abaterea înălțărilor, abaterea vitezei unghiulare, abaterea unghiului ψ ;

$\bar{\Delta u}_G$ - vectorul mărimilor de intrare: abaterea tensiunii la borne, abaterea fazei acestei tensiuni, abaterea tensiunii de excitație și a cuplului la arborele GS;

$\bar{\Delta y}_G$ - vectorul mărimilor de ieșire: abaterile curenților GS.

Se notează cu:

$$\bar{F} = - \begin{bmatrix} \bar{R}_{ed} & \bar{O} \\ \bar{O} & \bar{R}_{Trrd} \end{bmatrix} \cdot \bar{C} \quad (2.4.26)$$

unde: $\bar{C}_G = \begin{bmatrix} \bar{C} & \bar{O} \end{bmatrix}$ - matricea ieșire-stare. Atunci structura matricii de stare \bar{A}_G , respectiv a matricii intrare-stare rezultă de forma:

$\Delta \psi_d$	f_{11}	f_{12}	f_{13}	f_{14}	f_{15}	f_{16}	f_{17}	γ_{qN}	$-u_{qN}$
$\Delta \psi_q$	f_{21}	f_{22}	f_{23}	f_{24}	f_{25}	f_{26}	f_{27}	$-\gamma_{dN}$	u_{dN}
$\Delta \psi_E$	f_{31}	f_{32}	f_{33}	f_{34}	f_{35}	f_{36}	f_{37}		
$\Delta \psi_D$	f_{41}	f_{42}	f_{43}	f_{44}	f_{45}	f_{46}	f_{47}		
$\Delta \psi_{TD}$	f_{51}	f_{52}	f_{53}	f_{54}	f_{55}	f_{56}	f_{57}		
$\Delta \psi_Q$	f_{61}	f_{62}	f_{63}	f_{64}	f_{65}	f_{66}	f_{67}		
$\Delta \psi_{TQ}$	f_{71}	f_{72}	f_{73}	f_{74}	f_{75}	f_{76}	f_{77}		
$\Delta \psi_r$	$\frac{1}{T_m} (-\gamma_{dN} + \gamma_{qN} \frac{1}{T_m})$	$\frac{1}{T_m} (\gamma_{dN} + \gamma_{qN} \frac{1}{T_m})$	$-\frac{1}{T_m} (\gamma_{dN} \frac{1}{T_m})$	$\frac{1}{T_m} (\gamma_{qN} \frac{1}{T_m})$	$-\frac{1}{T_m} (\gamma_{dN} \frac{1}{T_m})$	$\frac{1}{T_m} (\gamma_{qN} \frac{1}{T_m})$	$\frac{1}{T_m} (\gamma_{dN} \frac{1}{T_m})$	$-\frac{k}{T_m}$	
$\Delta \psi_r$								1	

(2.4.27a)

$$\bar{B}_G = \begin{bmatrix} \bar{B}_{EG} & \bar{B}_{CG} & \bar{B}_{RG} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} & & u_{qN} & -\frac{u_{dN}}{U_N} \\ & & -u_{dN} & -\frac{u_{qN}}{U_N} \\ 1 & & & \\ & & & \\ & & & \\ & & & \\ & & & \\ & & \frac{1}{T_m} & \\ & & & \end{bmatrix} \quad (2.4.27b)$$

Se constată că SEC diferențiale liniare (2.4.24) are coeficienții constanți în timp, iar studiul stabilității soluției sale homogene $\bar{\Delta x}_G = 0$ se face în conformitate cu cele expuse în § 2.4.2 referitor la VFR ale matricii de stare \bar{A}_G .

Modificarea mărimilor de intrare (ΔU) , $(\Delta \delta_r)$, (ΔC_m) , (Δu_E) trec GS dintr-o stare de funcționare în altă stare de funcționare și constituie cauzele ce contribuie la schimbarea regimului normal. În absența RAT și RAV, (ΔC_m) , (Δu_E) se datoresc intervenției voite a personalului din exploatare. În prezența SRAE și SRAV (ΔC_m) , (Δu_E) sînt funcții ale mărimilor de stare ale tuturor GS din RE. Datorită conectării MS la RE și a necesității respectării bilanșurilor de putere în nodurile acestora, mărimile de intrare (ΔU) și $(\Delta \delta_r)$ sînt funcții de mărimile de stare ale tuturor GS din SEE. Modul de includere în MM al RE al SRAE și SRAV se va trata în cap. 3.

2.5. CONSIDERAREA SATURAȚIEI FIERULUI ÎN MM AL MS CU REFERIRE LA STS.

2.5.1. Importanța considerării saturației în MM al MS.

Influența saturației miezului magnetic asupra funcționării GS este importantă și se manifestă prin următoarele efecte:

- legătura dintre flux și solenație devine neliniară /70/, /158/;
- modificarea formei cîmpului magnetic din întrefier față de forma teoretică presupusă sinusoidală /44/;
- inductivitățile MS depind de gradul ei de saturație /44/, /59/, /161/;
- întrefierul mediu echivalent depinde de gradul de saturație prin coeficientul de saturație /44/, /59/;
- fluxurile pe cele două axe se influențează reciproc și armonica fundamentală își decalează axa față de axa polilor mașinii /44/, /70/.

Neglijarea saturației în studiul comportării MS conduce la aprecierea eronată a:

- constantelor de timp ale fenomenelor cu pînă la 25 % în plus /107/;
- amortizării oscilațiilor mecanice cu pînă la 8 % în minus /107/;
- domeniului de funcționare stabilă.

Pentru reprezentarea cît mai fidelă a saturației MS se impune rezolvarea următoarelor probleme ce vor fi analizate în continuare:

1. Reprezentarea curbei de magnetizare.
2. Stabilirea modului în care diversele reactanțe se saturează.
3. Modul corect de includere a saturației în MM al GS.

2.5.2. Reprezentarea caracteristicii de magnetizare a GS.

Caracteristica de magnetizare a unei ME este curba care reprezintă dependența dintre fluxul polar al mașinii și solenația, întrucât câmpul magnetic este produs numai de curenți de conducție /59/:

$$\phi = f(\theta) \quad (2.5.1)$$

La funcționarea ME la mersul în gol, curenții electrici străbat numai înfășurarea de excitație. Tensiunea indusă la o turație dată este proporțională cu fluxul ϕ , iar solenația de excitație $\theta = N_E \cdot i_E$, de unde rezultă că, prin intermediul scârilor de reprezentare, caracteristica de magnetizare este similară cu cea de mers în gol/59/.

Caracteristica de mers în gol a MS se determină din încercarea clasică de mers în gol. Dacă ea nu este disponibilă se poate utiliza în calcule caracteristica normală sau generală a mașinii sincrone știind că abaterea între ele nu depășește 5 % /59/.

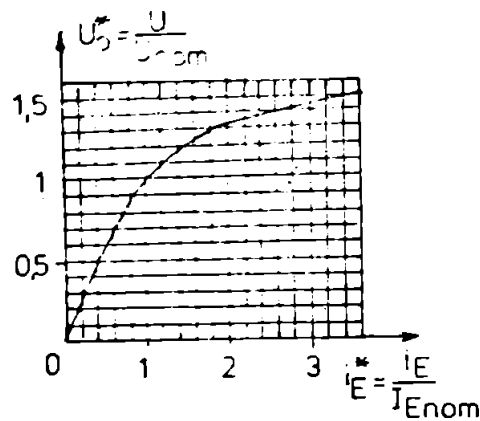


Fig.2.7. Caracteristica normală de mers în gol a MS.

La folosirea caracteristicii de mers în gol trebuie efectuată întotdeauna trecerea de la unitățile raportate față de mărimile nominale (curentul de excitație nominal asigură la mersul în gol tensiunea la borne nominală), la unități raportate față de sistemul de bază adoptat în § 2.2.6.2. cu relațiile:

$$U = U_0^* \quad (2.5.2a)$$

$$i_E = i_E^* \cdot \frac{I_{Enom}}{I_E} \quad (2.5.2b)$$

unde U_0^* și i_E^* au semnificația din fig.2.7.

Pentru reprezentarea caracteristicii de mers în gol se utilizează una din următoarele metode:

a) Reprezentarea numerică prin tabele /158/, /202/ în care se dau coordonatele punctelor de pe caracteristică; modul de determinare a punctelor diferă de la caz la caz (la distanțe egale pe axa ordonatelor, sau pe cea a absciselor sau la distanțe inegale, mai rar pe porțiunile liniare și mai des în cotul curbei, etc.); numărul de puncte se alege ca un compromis între precizia de calcul necesară și limitarea volumului de date manipulat; găzirea unui punct de pe caracteristică se face prin interpolare, în general cu polinoame de puteri de grad maxim 10.

Principalul inconvenient al metodei constă în apariția unor discontinuități la reprezentarea funcției și derivatelor sale în imediata vecinătate a punctelor cunoscute.

b) Reprezentarea analitică cu ajutorul unor funcții care să aproximeze cât mai bine caracteristica de mers în gol utilizează segmente de dreaptă /36/, /154/, polinoame de puteri /154/, /119/, polinoame trigonometrice /154/ și funcții transcendente /24/, /214/.

Inconvenientul metodei constă în dificultatea găsirii unei reprezentări analitice simple cu erori mici față de caracteristica reală și cu o netezime suficientă.

O cotitură totală în acest domeniu a reprezentat-o dezvoltarea teoriei funcțiilor spline, începând cu anii '60. Ca urmare în ultima vreme au apărut o serie de lucrări /71/, /128/ ce au rezolvat reprezentarea analitică a caracteristicii de magnetizare cu ajutorul funcțiilor spline cubice.

În cazul cel mai simplu, funcția spline este o funcție segmentar polinomială, segmentele de polinoame racordându-se în noduri împreună cu un anumit număr de derivate ale acestora și are proprietatea de a converge către funcția continuă pe care o interpolează dacă numărul nodurilor (punctelor în care se dă valoarea ei) crește indefinit /126/. Deoarece punctele de pe caracteristica de mers în gol se determină prin încercări experimentale, este rațională utilizarea funcțiilor spline de ajustare, a căror abatere medie pătratică față de nodurile cunoscute este minimă /126/, /128/.

În continuare se va prezenta aproximarea caracteristicii de mers în gol cu funcții spline cubice de ajustare, pe baza lucrării /128/. Se presupune că au fost determinate experimental perechile de valori $(U_{ok}, I_{Ek}, k=1, \dots, N)$ de pe caracteristica de mers în gol. Expresia analitică a curbei spline cubice de ajustare are forma:

$$U_o(i_E) = \sum_{j=0}^1 a_j \cdot i_E^j + \sum_{k=1}^N b_k \cdot (i_E - i_{Ek})_+^3 \quad (2.5.3)$$

în care:

$$(i_E - i_{Ek})_+ = \begin{cases} = 0 & \text{dacă } i_E < i_{Ek} \\ = (i_E - i_{Ek}) & \text{dacă } i_E \geq i_{Ek} \end{cases} \quad (2.5.4)$$

Funcția spline cubică de ajustare este funcția spline cubică naturală care minimizează funcționala:

$$L(U_o) + \rho \sigma(U_o) = \min. \quad (2.5.5)$$

unde: - gradul de netezime este:

$$L = \int_{i_{E1}}^{i_{EN}} \left(\frac{d^2 U_o}{d i_E^2} \right)^2 d i_E \quad (2.5.6a)$$

- gradul de ajustare este:

$$\sigma = \sum_{k=1}^N \{U_o(i_{Ek}) - U_{ok}\}^2 \quad (2.5.6b)$$

- Q - coeficient care stabilește importanța relativă care se acordă netezimii și ajustării; $Q > 0$.

- $U_o \in$ mulțimii funcțiilor spline cubice naturale.

Se demonstrează că /126/:

a) Dacă condiția (2.5.5) este îndeplinită atunci coeficienții b_k satisfac relațiile:

$$U_o(i_{Ek}) + \frac{b_k}{Q} = U_{ok} \quad k = 1, \dots, N \quad (2.5.7a)$$

b) Intrucît $U_o(i_E)$ este o funcție spline cubică coeficienții ei b_k verifică și egalitățile:

$$\sum_{k=1}^N b_k \cdot i_{Ek}^m = 0 \quad m = 0, 1 \quad (2.5.7b)$$

Relațiile (2.5.7) formează un SEC liniar de $N+2$ ecuații cu $N+2$ necunoscute ($a_j, b_k, j=0, 1; k=1, \dots, N$) din care se pot determina coeficienții funcției spline cubice de ajustare.

Expresia derivatei de ordinul întâi a caracteristicii de mers în gol rezultă direct din (2.5.3):

$$\frac{dU_o}{di_E} = a_1 + \sum_{k=1}^N 3 \cdot b_k \cdot (i_E - i_{Ek})^2 \quad (2.5.8)$$

și permite calcularea ei în orice punct. Atît funcția dată de (2.5.3) cît și derivatele ei sînt continue pe întreg intervalul considerat.

2.5.3. Stabilirea modului în care saturația afectează diferite categorii de reactanțe.

Pentru aprecierea modului în care saturația afectează diversele reactanțe este necesară stabilirea exactă a căilor străbătute de liniile de flux magnetic, atunci cînd înfășurările MS sînt parcurse de curenți. Cu cît fluxul magnetic va străbate o porțiune mai mare de aer, cu atît mai puțin va rezista saturația la creșterea solenității. Din acest motiv, reactanțele corespunzătoare fluxului de dispersie, la care liniile de cîmp parcurg în principal aerul, sînt afectate mult mai puțin de saturație față de reactanțele de cuplaj mutual, la care marea majoritate a fluxului străbate miezul de fier al mașinii fiind mult influențate de saturație /20/, /177/, /183/.

În literatură se utilizează una din cele două posibilități:

a) Saturația nu afectează reactanțele de dispersie ci numai pe cele

mutuale, ceea ce conduce la o estimare pesimistă a înălțurii magnetice /59/, /84/, /107/, /145/, /157/, /177/.

b) Saturația afectează reactanțele mutuale și cele de dispersie în mod egal, ceea ce conduce la o estimare optimistă a înălțurii magnetice /177/.

În realitate atât reactanțele mutuale cât și cele de dispersie se saturează, însă ultimele într-o măsură mult mai mică și în special numai în regimuri de intensă solicitare magnetică a ME /177/. Mai mult, saturația ME nu este condiționată numai de fluxul util (din întrefier) ci și de fluxul de dispersie al înfășurării de excitație care solicită rotorul; în anumite situații (în special pentru încărcarea capacitivă a GS /69/) acest flux poate fi suficient de mare ca să modifice starea de saturație a circuitului magnetic /70/. Aprecierea exactă a saturației diverselor categorii de reactanțe este posibilă doar prin integrarea numerică a ecuațiilor lui Maxwell, considerând forma constructivă concretă a circuitului magnetic și legătura neliniară între inducție și intensitatea câmpului magnetic. Din cauza complexității calculului, pentru studiile de SEE această cale de abordare nu este utilizabilă și se preferă adoptarea ipotezelor de mai sus și în special a primei, care se apropie cel mai mult de realitate și este acceptată cuvasimanim.

Din aceste motive în prezenta lucrare se va considera că saturația afectează doar reactanțele mutuale nu și pe cele de dispersie, ea fiind condiționată numai de fluxul din întrefier. În plus se vor considera egale toate inductivitățile mutuale exprimate în u.r., ale înfășurărilor plasate pe aceeași axă. /33/, /74/:

$$L_{dE} = L_{dD} = L_{dTd} = L_{ED} = L_{ED} = L_{DTd} = L_{DTd} = L_{dh} \quad (2.5.9a)$$

$$L_{qQ} = L_{qTq} = L_{qTq} = L_{qh} \quad (2.5.9b)$$

Notând inductivitățile de dispersie cu indicele δ , rezultă pentru inductivitățile înfășurărilor GS expresiile:

$$L_{dd} = L_{dd\delta} + L_{dh} \quad (2.5.10a)$$

$$L_{EE} = L_{EE\delta} + L_{dh} \quad (2.5.10b)$$

$$L_{DD} = L_{DD\delta} + L_{dh} \quad (2.5.10c)$$

$$L_{TDTd} = L_{TDTd\delta} + L_{dh} \quad (2.5.10d)$$

$$L_{qq} = L_{qq\delta} + L_{qh} \quad (2.5.10e)$$

$$L_{QQ} = L_{QQ\delta} + L_{qh} \quad (2.5.10f)$$

$$L_{TqTq} = L_{TqTq\delta} + L_{qh} \quad (2.5.10g)$$

Deci relațiile (2.3.2b) explicitate au forma:

$$\Psi_d = L_{dd\delta} \cdot i_d + \Psi_{\delta d} \quad (2.5.11a)$$

$$\Psi_E = L_{EE\delta} \cdot i_E + \Psi_{\delta E} \quad (2.5.11b)$$

$$\Psi_D = L_{DD\delta} \cdot i_D + \Psi_{\delta D} \quad (2.5.11c)$$

$$\Psi_{Td} = L_{TDTd\delta} \cdot i_{Td} + \Psi_{\delta d} \quad (2.5.11d)$$

$$\Psi_q = L_{qq\delta} \cdot i_q + \Psi_{\delta q} \quad (2.5.11e)$$

$$\Psi_Q = L_{QQ\delta} \cdot i_Q + \Psi_{\delta Q} \quad (2.5.11f)$$

$$\Psi_{Tq} = L_{TqTq\delta} \cdot i_{Tq} + \Psi_{\delta q} \quad (2.5.11g)$$

cu: $\gamma_{\delta d} = L_{dh} \cdot i_{d\Sigma}$ - componenta pe axa d a înălțurii γ_{δ} (2.5.12a)

$\gamma_{\delta q} = L_{qh} \cdot i_{q\Sigma}$ - componenta pe axa q a înălțurii γ_{δ} (2.5.12b)

iar: $i_{d\Sigma} = i_d + i_E + i_D + i_{TD}$ - curentul total pe axa d (2.5.13a)

$i_{q\Sigma} = i_q + i_Q + i_{TQ}$ - curentul total pe axa q (2.5.13b)

2.5.4. Includerea saturației în MM al GS

2.5.4.1. Aspecte generale ale considerării saturației în MM al GS la studiul stabilității

Considerarea felului în care se include saturația în MM al GS depinde de următorii factori:

- Natura problemei ce urmează a fi abordată influențează în mod decisiv: astfel, pentru proiectare, când se necesită cunoașterea exactă a câmpului din ME, se utilizează cele mai complexe metode de calcul, pe când la rezolvarea problemelor de stabilitate în unele situații simple ea se poate neglija.
- Costul ridicat al calculelor impune simplificarea MM, știut fiind că introducerea saturației conduce la apariția unor iterații suplimentare.
- Precizia rezultatelor presupune o reprezentare fidelă a saturației pentru erori reduse în aprecierea fenomenelor.

Din aceste motive se întâlnesc foarte multe metode de includere a saturației în MM al GS, funcție de scopul și condițiile de lucru /165/. La abordarea problemei de stabilitate, considerarea saturației nu este un scop în sine, ci o necesitate pentru creșterea acurateții rezultatelor, deci se preferă metodele simple cu calcule relativ reduse și care să nu necesite rezolvarea unor probleme de câmp magnetic sau circuite magnetice, dar care global să simuleze cât mai exact fenomenul. Metodele elaborate se bazează pe caracteristicile MS obținute prin încercări clasice de mers în gol și scurtcircuit de probă. Recent a apărut tendința considerării implicite a saturației prin determinarea inductivităților GS la funcționarea acestuia în regimul studiat; în acest scop se utilizează metode moderne bazate pe teoria identificării proceselor care fac uz de o aparatură realizată cu tehnologii de vîrf /12/. Se permite în acest fel obținerea rezultatelor în timp real. Momentan, utilizarea acestei metode foarte strîngătoare, la unul sau mai multe GS din SEN nu este posibilă din cauza prețului de cost ridicat.

2.5.4.2. Considerarea saturației în studiul regimului staționar al GS

În relațiile (2.4.18) care descriu comportarea MS în regim staționar normal, parametrii acestuia s-au presupus constanți și corepunzătorii neglijarii saturației. Dar după cum s-a precizat anterior, saturația afectează valorile inductivităților utile pe cele două axe,

modificarea lor depinzând de axa după care se consideră câmpul magnetic și de geometria MS. Astfel, pentru TG, la care întrefierul se consideră constant în lungul pasului polar, caracteristica de magnetizare este practic identică pentru orice poziție a axei pe care se găsește fluxul magnetic/67/. La HG, caracteristicile de magnetizare corespunzătoare axelor d și q nu sînt aceleași, valoarea întrefierului în lungul pasului polar fiind variabilă, mult mai mare pe axa q ca și pe axa d, saturația influențînd puternic inductivitățile corespunzătoare axei d și slab pe cele corespunzătoare axei q/59/.

Deci includerea saturației la regimul staționar normal presupune determinarea inductivităților saturate ale MS și considerarea lor în locul celor nesaturate, relațiile (2.4.18) menținîndu-și valabilitatea /20/,/59/.

Valorile inductivităților saturate se exprimă în funcție de valorile inductivităților nesaturate prin intermediul coeficientului de saturație /59/,/70/,/84/,/145/,/157/:

$$L_{dhsat} = k_{satd} \cdot L_{dhnesat} \quad (2.5.14a)$$

$$L_{qhsat} = k_{satq} \cdot L_{qhnesat} \quad (2.5.14b)$$

Definirea coeficientului de saturație se face din caracteristica de magnetizare /36/,/70/,/157/:

$$k_{satj} = \frac{L_{jhsat}}{L_{jhnesat}} = \frac{\phi_{jsat}}{\phi_{jnesat}} = \frac{AB}{AC} \quad j = d, q \quad (2.5.15)$$

Inversul coeficientului de saturație este factorul de saturație /59/:

$$k_{sj} = \frac{1}{k_{satj}} \quad (2.5.16)$$

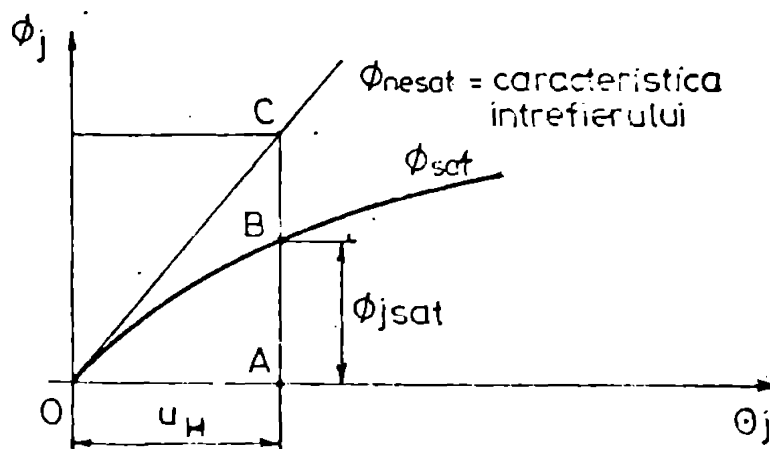


Fig. 2.8. Referitoare la definirea factorului de saturație.

Dacă obținerea caracteristicii de magnetizare pentru axa d se realizează cu ușurință dintr-o probă de mers în gol, aflarea caracteristicii de magnetizare după axa q ridică unele probleme. Totuși ea poate fi construită cu ajutorul caracteristicii de magnetizare după axa d și a caracteristicii de scurtcircuit trifazat conform metodolo-

giei prezentate în /130/ și expuse în continuare.

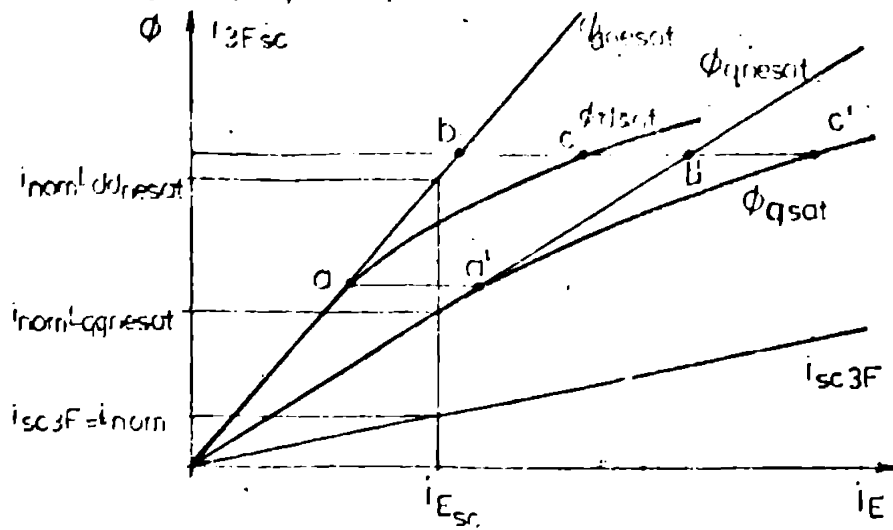


Fig. 2.9. Construcția caracteristicii de magnetizare după axa q la HG.

Pentru că rezistența statorului are o valoare foarte mică în comparație cu reactanțele mașinii, în cele ce urmează ea se va neglija ($R=0$). Se efectuează o probă de scurtcircuit simetric, înfășurarea de excitație fiind străbătută de un curent i_{Escd} care să determine la bornele XS un curent de scurtcircuit egal cu cel nominal:

$$i_{sc3F} = i_{nom} \quad (2.5.17)$$

Pentru acest regim rezultă:

$$u_{dsc3F} = u_{qsc3F} = 0 \quad (2.5.18a)$$

$$i_{dsc3F} = -i_{nom} \quad (2.5.18b)$$

iar ecuația de interes pentru regimul staționar este:

$$u_q = \omega_N (L_{ddnesat} \cdot i_{dsc3F} + L_{dhnesat} \cdot i_{Escd}) = 0 \quad (2.5.19a)$$

sau ținând cont de (2.5.18b):

$$i_{Esc} = i_{Escd} = \frac{L_{ddnesat}}{L_{dhnesat}} i_{nom} \quad (2.5.20a)$$

Se realizează apoi o probă de mers în gol la care $i_E = i_{Esc}$ și în acest caz:

$$\Psi_d = L_{dhsat} \cdot i_{Eso} = L_{ddnesat} \cdot k_{satd} \cdot i_{nom} \quad (2.5.21a)$$

Neglijând saturația ($k_{satd} = 1$) se poate obține punctul de pe caracteristica de magnetizare liniară, numită și caracteristica întrefierului.

În continuare se presupune că axa transversală este echipată cu o înfășurare de excitație identică cu cea de pe axa longitudinală. În acest caz, L_{qq} va juca pentru axa q același rol ca și L_{dd} pentru axa d.

Se efectuează aceleași probe pentru axa q ca și probele făcute mai sus pentru axa d. Proba de scurtcircuit simetric staționar la care $i_{qsc3F} = -i_{nom}$ în care caz conform teoremei superapirelor caracteristica de scurtcircuit 3F corespunzătoare axei transversale coincide cu cea a axei longitudinale /130/ și deci rezultă:

$$i_{Kscq} = i_{Escd} = i_{Eso} \quad (2.5.22)$$

de de altă parte, similar cu relația (2.5.19) se obține:

$$u_d = \omega_N (L_{qqnesat} \cdot i_{qso} + L_{qhnesat} \cdot i_{Esoq}) = 0 \quad (2.5.19b)$$

sau:

$$i_{Esc} = i_{Esoq} = \frac{L_{qqnesat}}{L_{qhnesat}} \cdot i_{nom} \quad (2.5.20b)$$

Proba de mers în gol cu $i_E = i_{Esc}$ deci

$$\gamma_q = L_{qqnesat} \cdot k_{satq} \cdot i_{nom} \quad (2.5.21b)$$

și în acest caz neglijînd saturația, ($k_{satq} = 1$), se obține un punct de pe caracteristica întrefierului după axa q. Prin unirea originii axelor de coordonate cu acest punct se trasează caracteristica întrefierului pentru axa q.

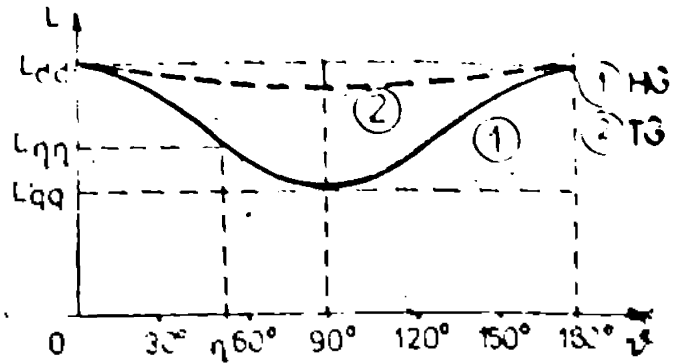


Fig.2.10. Variația $L_{sincron}$.

Fluxul magnetic transversal depinde direct proporțional de curentul de magnetizare transversal. Când acest flux atinge valoarea corespunzătoare punctului a' din fig.2.9. saturația circuitului magnetic transversal provoacă devierea caracteristicii de magnetizare de la dreapta corespunzătoare întrefierului, la fel ca și pentru axa longitudinală față de punctul a. Zona saturată a caracteristicii de magnetizare transversală se trasează considerînd că la același flux, indiferent de axa pe care se află acesta, tensiunea magnetică datorată fierului mașinii se păstrează constantă, deci deviațiile față de caracteristicile corespunzătoare întrefierului vor fi identice ($bc = b'c'$ conform fig.2.9). În acest mod, punct cu punct se construiește caracteristica de magnetizare a circuitului transversal /130/. Aplicarea raționamentului de mai sus nu numai la axa transversală, ci la oricare altă axă ce face cu axa d un unghi η , conduce la obținerea caracteristicii de magnetizare după axa respectivă. Singura mărime necesară a fi cunoscută este valoarea inductivității după acea axă, definită ca:

$$L_{\eta\eta} = \frac{\gamma_{\eta}}{i_{\eta}} \quad (2.5.23)$$

Dependența reactanței sincrone nesaturate de poziția inductorului este prezentată în fig. 2.10. după /59/, /150/ și avînd în vedere că întrefierul variază cosinusoidal în lungul pasului polar /150/ expresia analitică a ei poate fi aproximată cu relația:

$$L_{\eta\eta nesat} = \frac{L_{ddnesat} + L_{qqnesat}}{2} + \frac{L_{ddnesat} - L_{qqnesat}}{2} \cos 2\eta \quad (2.5.24)$$

Prin unirea cunoscînd unghiul pe care-l face axa fluxului în mașină cu axa d este posibilă construirea caracteristicii de magnetizare corespunzătoare axei respective utilizînd relația de aproximare (2.5.24).

În prezența saturației, calculul regimului staționar normal

necesită parcurgerea următoarelor etape /119/, /216/:

1. Se determină curentul dobitat de generator I_N și defazaajul lui față de tensiune φ_N cu relațiile (2.4.22a) și (2.4.22b).

2. Se calculează unghiul β_0 cu relația (2.4.22c) presupunând că $x_{qq} = x_{qq\text{nosat}}$.

3. Se determină componentele tensiunii și curentului după cele două axe d, q cu relațiile (2.4.18n), (2.4.18o), (2.4.18p) și (2.4.18q).

4. Se calculează componentele înălțurii Ψ pe axele d, q ale MS cu relațiile (2.4.22d), (2.4.22e).

5. Se calculează componentele înălțurii în întrefier Ψ_δ pe axele d și q:

$$\Psi_{\delta dN} = \Psi_{dN} - L_{dd\delta} \cdot i_{dN} \quad (2.5.25a)$$

$$\Psi_{\delta qN} = \Psi_{qN} - L_{qq\delta} \cdot i_{qN} \quad (2.5.25b)$$

6. Din caracteristicile de magnetizare după axele d, q se determină cu relațiile (2.5.15) factorii de saturație $k_{\text{sat}d}$, $k_{\text{sat}q}$, apoi cu relațiile (2.5.14) se găsesc L_{dhsat} și L_{qhsat} și în final cu (2.5.10) se calculează L_{ddsat} și L_{qqsat} .

7. Se calculează din nou unghiul β_0 cu relația (2.4.22c) presupunând

$$x_{qq} = x_{qq\text{sat}} = \omega_N \cdot L_{qq\text{sat}} \quad (2.5.25c)$$

8. Se parcurg punctele 3., 4., 5., 6. și se obține o nouă valoare $x_{qq\text{satnou}}$ care se compară cu $x_{qq\text{sat}}$. Dacă diferența între ele este mai mare ca și eroarea de calcul impusă se face $x_{qq\text{sat}} = x_{qq\text{satnou}}$ și se trece la punctul 7. În caz contrar se continuă cu punctul 9.

9. Se calculează curentul de excitație cu formula:

$$i_{EN} = \frac{\Psi_{dN} - L_{ddsat} \cdot i_{dN}}{L_{dhsat}} \quad (2.5.25d)$$

10. Se determină restul de mărimi: C_{mN} , ψ_0 , Ψ_{EN} , Ψ_{DN} , Ψ_{TDN} , Ψ_{QN} și Ψ_{TCN} .

11. Se calculează unghiul η_N :

$$\eta_N = \arctg \frac{i_{qN}}{i_{EN} + i_{dN}} \quad (2.5.25e)$$

12. Cu relația (2.5.24) se stabilește valoarea pentru $L_{\eta\eta\text{nosat}}$ și apoi caracteristica de magnetizare corespunzătoare. Cunoșcînd curentul de magnetizare total al mașinii pe axa η :

$$i_{\eta N} = \sqrt{(i_{dN} + i_{EN})^2 + i_{qN}^2} \quad (2.5.25f)$$

rezultă din caracteristica Ψ_δ , $k_{\text{sat}\eta}$ și $L_{\eta\eta\text{sat}}$.

2.5.4.3. Considerarea saturației în MM al GS la mici perturbații

Pentru a include saturația fierului în MM al MS onto necesar

considerarea dependenței neliniare reale între înălțuriri și curenți atunci când se determină ecuațiile de primă aproximație. În regim de mici perturbații relațiile (2.5.11) devin:

$$(\Delta \Psi_d) = L_{dd\sigma} \cdot (\Delta i_d) + (\Delta \Psi_{\delta d}) \quad (2.5.26a)$$

$$(\Delta \Psi_E) = L_{EE\sigma} \cdot (\Delta i_E) + (\Delta \Psi_{\delta E}) \quad (2.5.26b)$$

$$(\Delta \Psi_D) = L_{DD\sigma} \cdot (\Delta i_D) + (\Delta \Psi_{\delta D}) \quad (2.5.26c)$$

$$(\Delta \Psi_{TD}) = L_{TDTD\sigma} \cdot (\Delta i_{TD}) + (\Delta \Psi_{\delta TD}) \quad (2.5.26d)$$

$$(\Delta \Psi_q) = L_{qq\sigma} \cdot (\Delta i_q) + (\Delta \Psi_{\delta q}) \quad (2.5.26e)$$

$$(\Delta \Psi_Q) = L_{QQ\sigma} \cdot (\Delta i_Q) + (\Delta \Psi_{\delta Q}) \quad (2.5.26f)$$

$$(\Delta \Psi_{TQ}) = L_{TQTQ\sigma} \cdot (\Delta i_{TQ}) + (\Delta \Psi_{\delta TQ}) \quad (2.5.26g)$$

Calculul abaterilor înălțuririlor în întrefier pe cele două axe

$(\Delta \Psi_{\delta d})$ și $(\Delta \Psi_{\delta q})$ se face pornind de la relațiile (2.5.12):

$$\Psi_{\delta d} = L_{dhsat} \cdot i_{d\Sigma} = \frac{L_{dhsat}}{L_{\eta hsat}} \cdot L_{\eta hsat} \cdot i_{\eta} \cdot \frac{i_{d\Sigma}}{i_{\eta}} \quad (2.5.27a)$$

$$\Psi_{\delta q} = L_{qhsat} \cdot i_{q\Sigma} = \frac{L_{qhsat}}{L_{\eta hsat}} \cdot L_{\eta hsat} \cdot i_{\eta} \cdot \frac{i_{q\Sigma}}{i_{\eta}} \quad (2.5.27b)$$

Se adoptă următoarele notații:

$$- k_d = \frac{L_{dhsat}}{L_{\eta hsat}} \quad (2.5.28a)$$

$$- k_q = \frac{L_{qhsat}}{L_{\eta hsat}} \quad (2.5.28b)$$

sînt coeficienți ce reflectă nesimetria mașinii pe axele d și q față de axa η corespunzătoare solenației rezultante în MS;

$$- i_{\eta} = \sqrt{i_{d\Sigma}^2 + i_{q\Sigma}^2} \quad (2.5.28c)$$

este curentul total pe axa η ;

$$- \eta = \arctg \frac{i_{q\Sigma}}{i_{d\Sigma}} \quad (2.5.28d)$$

reprezintă unghiul pe care-l face axa η cu axa d;

$$- \Psi_{\delta\eta} = L_{\eta hsat} \cdot i_{\eta} \quad (2.5.28e)$$

este înălțuirea reală din întrefierul mașinii pe axa η , determinată din caracteristica de magnetizare corespunzătoare ei.

Prin urmare relațiile (2.5.27) devin:

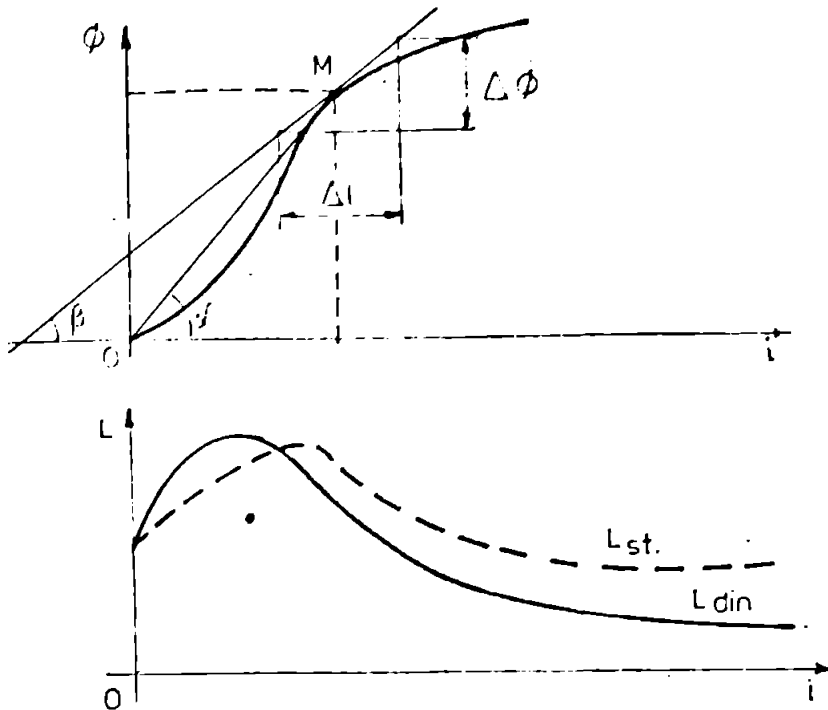
$$\Psi_{\delta d} = k_d \cdot \Psi_{\delta\eta} \cdot \cos \eta \quad (2.5.29a)$$

$$\Psi_{\delta q} = k_q \cdot \Psi_{\delta\eta} \cdot \sin \eta \quad (2.5.29b)$$

Pentru o mică variație a curentului i_{η} , modificarea corespunzătoare a înălțuririi va fi:

$$(\Delta \Psi_{\delta\eta}) = \left\{ \lim_{(\Delta i_{\eta}) \rightarrow 0} \left(\frac{\Delta \Psi_{\delta\eta}}{\Delta i_{\eta}} \right) \right\} (\Delta i_{\eta}) \quad (2.5.30)$$

Ținând cont de modul de definire a inductivităților statice și dinamice /154/, dat în fig. 2.11. rezultă:



$$(\Delta \Psi_{\delta \eta}) = L_{din \eta} \cdot (\Delta i_{\eta}) \quad (2.5.31)$$

$$\Psi_{\delta \eta N} = L_{st \eta} \cdot i_{\eta N} \quad (2.5.32)$$

$$L_{st \eta} = L_{\eta h \text{ sat}} \quad (2.5.33)$$

$$L_{din} = \left(\frac{d\phi}{di} \right)_M = k_L \cdot \text{tg} \beta \quad (2.5.34a)$$

$$L_{st} = \left(\frac{\phi}{i} \right)_M = k_L \cdot \text{tg} \alpha \quad (2.5.34b)$$

Fig. 2.11. Definirea inductivității dinamice.

Din (2.5.28c) și (2.5.28d) trecînd la mici perturbații se obțin expresiile:

$$(\Delta i_{\eta}) = \cos \eta_N \cdot (\Delta i_{d \Sigma}) + \sin \eta_N \cdot (\Delta i_{q \Sigma}) \quad (2.5.35a)$$

$$(\Delta \eta) = \frac{1}{\eta_N} \left\{ -\sin \eta_N \cdot (\Delta i_{d \Sigma}) + \cos \eta_N \cdot (\Delta i_{q \Sigma}) \right\} \quad (2.5.35b)$$

Relațiile (2.5.29) se linearizează în punctul de funcționare presupunînd că perturbațiile sînt atît de mici încît starea de saturație a mașinii practic nu se modifică și deci k_d și k_q sînt constante:

$$(\Delta \Psi_{\delta d}) = k_d \cdot \left\{ -\Psi_{\delta \eta N} \cdot \sin \eta_N \cdot (\Delta \eta) + \cos \eta_N \cdot (\Delta \Psi_{\delta \eta}) \right\} \quad (2.5.36a)$$

$$(\Delta \Psi_{\delta q}) = k_q \cdot \left\{ \Psi_{\delta \eta N} \cdot \cos \eta_N \cdot (\Delta \eta) + \sin \eta_N \cdot (\Delta \Psi_{\delta \eta}) \right\} \quad (2.5.36b)$$

Înlocuind în aceste ecuații relațiile (2.5.35), (2.5.31), (2.5.32) și efectuînd calculele necesare se obține în final:

$$(\Delta \Psi_{\delta d}) = L_{dd}^{\partial} \cdot (\Delta i_{d \Sigma}) + L_{dq}^{\partial} \cdot (\Delta i_{q \Sigma}) \quad (2.5.37a)$$

$$(\Delta \Psi_{\delta q}) = L_{qd}^{\partial} \cdot (\Delta i_{d \Sigma}) + L_{qq}^{\partial} \cdot (\Delta i_{q \Sigma}) \quad (2.5.37b)$$

cu inductivitățile:

$$L_{dd}^{\partial} = k_d \cdot \left\{ (L_{din \eta} - L_{st \eta}) \cdot \cos^2 \eta_N + L_{st \eta} \right\} \quad (2.5.38a)$$

$$L_{dq}^{\partial} = k_d \cdot (L_{din \eta} - L_{st \eta}) \cdot \sin 2 \eta_N \quad (2.5.38b)$$

$$L_{qd}^{\partial} = k_q \cdot (L_{din \eta} - L_{st \eta}) \cdot \sin 2 \eta_N \quad (2.5.38c)$$

$$L_{qq}^{\partial} = k_q \cdot \left\{ (L_{din \eta} - L_{st \eta}) \cdot \sin^2 \eta_N + L_{st \eta} \right\} \quad (2.5.38d)$$

Pentru TG, saturația identică pe cele două axe $k_d = k_q$ și se obțin formulele date în /67/. În cazul neglijării saturației $L_{din \eta} = L_{st \eta}$ și se obțin inductivitățile mașinii pe cele două axe, influența curenților de pe o axă asupra înfășurării de pe cealaltă axă dispărînd ($L_{dq}^{\partial} = L_{qd}^{\partial} = 0$).

Prin urmare în cazul considerării saturației, MM al GS în rețea de mici perturbații este dat de ecuațiile (2.4.23a), (2.4.23c), (2.4.23d) la care se adaugă relația:

$$\begin{bmatrix} \overline{\Delta Y_{sd}} \\ \overline{\Delta Y_{rd}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{L}_{sat,ssd} & \overline{L}_{sat,Tsrd} \\ \overline{L}_{sat,Trsd} & \overline{L}_{sat,Trrd} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{\Delta I_{sd}} \\ \overline{\Delta I_{rd}} \end{bmatrix} \quad (2.5.39)$$

Indicele "sat" semnifică luarea în considerație a saturației MS. Forma matricii inductivităților din (2.5.39) se obține introducând pe (2.5.37) în (2.5.26):

$$\overline{L}_{sat,ssd} = \begin{bmatrix} L_{dd0} + L_{dd}^{\sigma} & L_{dq}^{\sigma} \\ L_{qd}^{\sigma} & L_{qq0} + L_{qq}^{\sigma} \end{bmatrix} \quad (2.5.40a)$$

$$\overline{L}_{sat,Trsd} = \begin{bmatrix} L_{dd}^{\sigma} & L_{dd}^{\sigma} & L_{dd}^{\sigma} & L_{dq}^{\sigma} & L_{dq}^{\sigma} \\ L_{qd}^{\sigma} & L_{qd}^{\sigma} & L_{qd}^{\sigma} & L_{qq}^{\sigma} & L_{qq}^{\sigma} \\ & & & & \end{bmatrix} \quad (2.5.40b)$$

$$\overline{L}_{sat,Trsd} = \begin{bmatrix} L_{dd}^{\sigma} & L_{dq}^{\sigma} \\ L_{dd}^{\sigma} & L_{dq}^{\sigma} \\ L_{dd}^{\sigma} & L_{dq}^{\sigma} \\ L_{qd}^{\sigma} & L_{qq}^{\sigma} \\ L_{qd}^{\sigma} & L_{qq}^{\sigma} \end{bmatrix} \quad (2.5.40c)$$

$$\overline{L}_{sat,Trrd} = \begin{bmatrix} L_{EE3} + L_{dd}^{\sigma} & L_{dd}^{\sigma} & L_{dd}^{\sigma} & L_{dq}^{\sigma} & L_{dq}^{\sigma} \\ L_{dd}^{\sigma} & L_{DD6} + L_{dd}^{\sigma} & L_{dd}^{\sigma} & L_{dq}^{\sigma} & L_{dq}^{\sigma} \\ L_{dd}^{\sigma} & L_{dd}^{\sigma} & L_{rrr6} + L_{dd}^{\sigma} & L_{dq}^{\sigma} & L_{dq}^{\sigma} \\ L_{qd}^{\sigma} & L_{qd}^{\sigma} & L_{qd}^{\sigma} & L_{qq} + L_{qq}^{\sigma} & L_{qq}^{\sigma} \\ L_{qd}^{\sigma} & L_{qd}^{\sigma} & L_{qd}^{\sigma} & L_{qq}^{\sigma} & L_{rrr6} + L_{qq}^{\sigma} \end{bmatrix} \quad (2.5.40d)$$

Se constată că includerea saturației păstrează forma ecuațiilor (2.4.24), (2.4.26), (2.4.27) dar matricea \overline{C} se obține din inversarea matricii inductivităților corespunzătoare lui (2.5.39).

2.6. CONSIDERAREA HISTEREZEI FIERULUI ÎN MODELUL MATEMATIC AL MAȘINII SINCRONE CU REPERITRE LA STABILITATEA STATICĂ.

2.6.1. Importanța considerării histerezei în MM al MS.

Histereza miezului feromagnetic al MS se manifestă prin:

- existența unui flux remanent în absența curenților din înfășurările MS /36/;
- relația nolineară între fluxul din MS și curentul corespunzător depinde de istoria magnetizării /13/;
- existența unor pierderi suplimentare în miezul MS /154/;
- existența unui cuplu suplimentar /134/, /135/;
- existența unui defasaj între fluxul în întrefier și t.m.m. /135/.

În mod obișnuit în majoritatea cercetărilor privind stabilitatea GS fenomenul de histereză se neglijează pentru că, importanța sa este foarte mică, fluxul remanent în mașină fiind scăzut (sub 1 % la TG și sub 5 % la HG) /113/, iar cuplul datorat histerezei are o valoare neglijabilă în raport cu cel nominal /13/; introducerea exactă a histerezei în MM creează complicații deosebite, care nu sînt justificate de ponderea redusă a ei în cadrul fenomenelor de stabilitate.

Totuși în lucrări deosebit de pretențioase /13/, /134/, /135/ s-a căutat includerea histerezei în studiu prin intermediul a două înfășurări, câte una pentru fiecare axă, cu următoarele caracteristici:

- înfășurările sînt alimentate de la surse de putere infinită, astfel încît curentul corespunzător să nu se modifice decît în funcție de fluxul rezultat în întrefier după o lege bine determinată;
- fiecare înfășurare este parcursă de un curent dependent de fluxul din axa respectivă prin intermediul buclei de histereză, care se cunoaște pentru MS considerată în regimul respectiv;
- numărul de spire al acestor înfășurări fictive este egal cu cel al înfășurărilor statorice și ele nu au dispersie;
- valoarea rezistenței și inductivității este astfel aleasă încît să reproducă aceleași pierderi ca și pierderile reale prin histereză, respectiv aceeași formă a curentului total pe axă ca și la curentul real;

s-a determinat experimental că pentru materialele cu histereză puternică raportul R/X este constant și R este proporțional cu frecvența /73/, /134/

Abordarea problemei în acest mod este legată de dificultăți importante datorate determinării valorilor parametrilor înfășurărilor fictive.

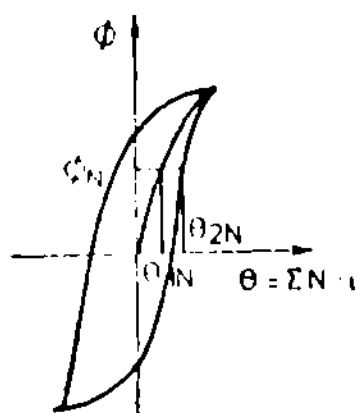
2.6.2. Includerea histerezei în MM al GS cu referire la STS.

Includerea histerezei în MM al GS pentru STS poate fi mult simplificată față de /36/, /134/, /135/ dacă se consideră particularitățile regimului de mici perturbații.

În cazul în care GS funcționează în regim staționar, histereza miezului feromagnetic al acutela se manifestă prin:

- pierderi prin histereză numai în fierul statoric, fluxul de străbate rotorul fiind constant în timp nu determină apariția acestora în rotor;
- o solenajie modificată față de valoarea determinată pe caracteristica

de magnetizare medie (fig.2.12) respectiv un curent de magnetizare modificat corespunzător.



θ_{1N} - solenația în absența histerezei
 θ_{2N} - solenația reală considerând histereza
 $\Delta\theta = \theta_{1N} - \theta_{2N}$ - solenația suplimentară datorită histerezei

Fig.2.12. Referitoare la relația flux-solenație în prezența histerezei.

Apariția unei mici perturbații oscilatorii în jurul punctului de funcționare conduce la o variație a fluxului funcție de curent ca în fig. 2.13a. /154/. În acest caz este posibilă definirea inductivității reversibile /154/ cu relația:

$$L_{rev} = \frac{\Delta\Phi}{\Delta i} = k_L \cdot \text{tg} \gamma \quad (2.6.1)$$

Valoarea inductivității reversibile depinde în orice punct al caracteristicii de magnetizare numai de valoarea curentului și este mai mică decât valoarea inductivității dinamice, exceptând originea /154/.

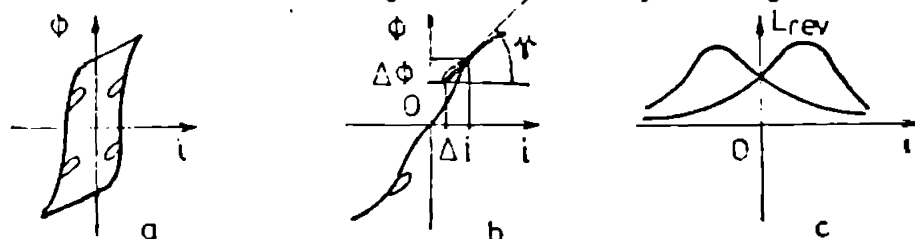


Fig.2.13. Referitoare la definirea inductivității reversibile.
 a) ciclurile nesimetrice stabilizate reprezentate pe bucla de histereză
 b) definirea inductivității reversibile pe caracteristica de primă magnetizare
 c) variația inductivității reversibile față de curent.

Atât timp cât GS este stabil static, orice perturbație a mărimilor sale față de regimul staționar normal al lui se manifestă printr-o oscilație amortizată în timp (probabilitatea de a exista numai în RR pur reale este practic nulă). Acest fapt, corelat cu modul de obținere al SEC de primă aproximație și cu celelalte considerente de mai sus, permite introducerea histerezei în MM al GS astfel:

- a) Pierderile prin histereză statorice se vor include în pierderile prin curenții turbionari corespunzătoare statorului.
- b) Pentru regimul normal de funcționare se va considera caracteristica de primă magnetizare, deoarece fluxul remanent are o valoare mică.
- c) În locul inductivității dinamice a MS din relațiile (2.5.34) se va introduce inductivitatea reversibilă definită cu (2.6.1).

d) Pierderile prin histereză în rotor se neglijează avându-se în vedere suprafața extrem de mică a buclei de histereză produse de perturbația curentului total de magnetizare.

Metodologia propusă pentru includerea histerezei nu introduce complicații suplimentare în calcule fiind simplă. Având în vedere importanța histerezei în fenomenele de STS, ipotezele adoptate nu pot denatura rezultatele în mod semnificativ. În cazul în care nu există valori experimentale pentru inductivitățile reversibile se vor considera inductivitățile dinamice; apoi prin micșorarea lor corespunzătoare unei estimări a inductivităților reversibile, se poate aprecia calitativ și cantitativ influența histerezei asupra STS.

2.7. ASPECTE PRINCIPIALE ALE UTILIZĂRII MODELULUI MATEMATIC AL GENERATORULUI SINCRON ÎN STUDIILE DE STABILITATE STATICĂ

MM adoptat descrie comportarea GS la mici perturbații ținând cont de principalele fenomene ce se desfășoară în MS și se caracterizează prin:

- o mare fidelitate a reprezentării;
- un grad ridicat de complexitate care necesită cunoașterea unui număr mare de parametri și de caracteristici ale MS și manipularea unui număr mare de variabile și ecuații;
- o structură matematică simplă fiind vorba de un SEC diferențiale și algebrice liniare ceea ce face posibilă adoptarea unor metode de rezolvare principial bine cunoscute.

Având în vedere numărul deosebit de mare de GS existente în SEE actuale, în scopul reducerii volumului de calcul s-a impus adoptarea unor ipoteze simplificatoare în reprezentarea MS fără însă a se afecta prea mult gradul de precizie a rezultatelor /31/, /58/, /93/, /112/, /145/, /216/. În acest sens au fost efectuate studii care să stabilească influența unor parametri și caracteristici ale GS asupra limitelor de STS, ca pe baza acestora să se adopte cele mai adecvate simplificări.

Din analiza rezultatelor prezentate în aceste lucrări s-au desprins următoarele concluzii:

a) Cu caracter general:

1. Influența unui anumit parametru al MS depinde mult de structura SEE din care aceasta face parte și de regimul normal de funcționare existent. Acest fapt este dovedit de concluziile neconcordante ale unor studii efectuate pe structuri de SEE diferite /31/, /166/.

2. Abordarea fiecărei ipoteze simplificatoare trebuie să fie făcută cu deosebită circumspecție, influența ei trebuind apreciată pentru cazul concret studiat, deoarece aceeași ipoteză poate avea uneori efecte contrarii pentru situații diferite.

b) Cu caracter restrins:

1. Influența rezistenței statoreice este determinantă la stabilirea limitelor de autopendulare ale MS, când rezistențele interconexiunilor din sistem sînt relativ mari /182/; la rezistența statoreică mai mare autopendularea apare mai ușor.

2. Creșterea constantei de timp a înfășurării de excitație lărgeste domeniul autopendulării /15/, /182/.

3. Diferența valorilor reactanțelor pe cele două axe conduce la creșterea limitei de STS /197/; în timp ce în /15/ se exprimă că rolul acesteia nu este prea mare, în /31/ se afirmă că nesimetria tranzitorie pe axa d și q pare a avea o influență mare la TG.

4. Creșterea raportului de scurtcircuit ($1/X_d$) are o influență pozitivă asupra limitei de STS /31/.

5. Efectele saturației sînt importante asupra limitei de autooscilație, extinzînd domeniul de instabilitate /107/, /109/.

6. O constantă de inerție redusă îmbunătățește STS /15/, /166/, dar lărgeste domeniul autopendulării /182/.

7. Prezența înfășurărilor de amortizare și a fierului rotoric masiv este determinantă în fenomenele de autooscilație: înfășurarea în axa d are o influență mai redusă, pe cînd cea în axa q creează condițiile eliminării complete a autopendulării /182/. Prezența înfășurărilor de amortizare influențează puternic reglajul de tensiune /165/.

8. Considerarea proceselor tranzitorii din stator îngustează întrucîtva domeniul funcționării stabile la GS echipate cu SRAE intensive /182/. Influența lor poate fi importantă la LE ce se apropie de frecvența de rezonanță, cu o puternică compensare serie /109/.

Reprezentarea simplificată a unor GS din SEE își găsește justificarea nu numai prin scăderea volumului de calcule ci și în faptul fizic că o perturbație într-un anumit loc nu le influențează pe acestea în mod identic /93/, /129/, cele mai afectate fiind MS din imediata ei apropiere. Prin urmare GS exterioare zonei de interes în care se manifestă perturbațiile, pot fi reprezentate simplificat. Posibilitățile de simplificare sînt multiple:

a) Neglijarea completă a unor fenomene:

1. Neglijarea influenței înfășurărilor de amortizare /81/, /166/, /182/, /202/, /216/ conduce la erori substanțiale în determinarea cuplului asincron de frînare și la erori semnificative de apreciere a stabilității /165/.

2. Neglijarea saturației /107/, /109/ conduce la o estimare optimistă a limitelor de stabilitate.

3. Neglijarea fenomenelor tranzitorii în stator (termenii de formă σ_{σ} , σ_{σ}^*) /93/, /99/, /81/, /109/, /145/, /197/ conduce la micșorarea timpului de calcul prin reducerea numărului de ecuații diferențiale, dar pro-

duce erori în calcule în special la cuplul de frinare. Cu toate acestea datorită frecvenței foarte mici a perturbației la STS această ipoteză este adoptată în mod curent /30/, /33/, /137/, /216/.

4. În ecuațiile tensiunilor de pe cele două axe pulsația se consideră constantă /6/, /15/, /31/, /216/, eroarea introdusă de această ipoteză este admisibilă pentru variații ale frecvenței sub 5 % ceea ce este variabil pentru STS. De asemenea este recomandabilă folosirea simultană a acestor ipoteze cu neglijarea fenomenelor tranzitorii în stator, caz în care erorile date de cele două simplificări se compensează în oarecare măsură/5/.

5. Se neglijează diferența reactanțelor pe cele două axe /58/, /31/, /202/ ceea ce conduce însă la erori apreciabile.

6. Se neglijează rezistența statorului /15/, /30/, /99/, /137/; erori importante pot apărea la încălcări mici ale GS dintr-o RE cu rezistențe mari ale LE și TE, când se manifestă fenomenul de autooscilație.

7. Se neglijează și fenomenele tranzitorii în rotor /31/ ceea ce conduce la un LM ultrasimplificat, compus dintr-o reactanță constantă și c.t.e.m. în spatele ei. Erorile pentru rezultate sînt importante în special în ceea ce privește aprecierea influenței SRAE și SRAV ca și a valorii amortizării oscilațiilor și a constantelor de timp ale fenomenelor. Acest model este agreat la studiul stabilității elementare a SEE /10/, /36/, /179/, /137/, /216/.

8. Se neglijează histereza ceea ce constituie o practică evasiunantă.
b) Considerarea simplificată a unor influențe constituie o soluție mai puțin violentă decît neglijarea totală a lor:

1. Influența înfășurărilor de amortizare se consideră printr-un termen proporțional cu alunecarea absolută ce este introdus în ecuația de mișcare, neglijîndu-se ecuațiile corespunzătoare înfășurărilor de amortizare /76/, /124/, /202/.

2. Considerarea simplificată a saturației prin neglijarea inductivităților dinamice și considerarea doar a inductivităților statice. O simplificare suplimentară constă în menținerea inductivităților pe întregul proces tranzitoriu, la valoarea pe care au avut-o în regim anterior perturbației.

În cadrul prezentei lucrări se adoptă următorul punct de vedere în ceea ce privește utilizarea simplificărilor prezentate:

1. Pentru GS care constituie obiectul studiului nu se vor face nici un fel de simplificări față de LM general.

2. Pentru GS situate în afara zonei studiate se utilizează următoarele simplificări:

a) Înfășurările de amortizare se consideră conform ipotezei b.1.

b) Saturația se consideră conform ipotezei b.2.

c) Se neglijează fenomenele tranzitorii din stator și rezistența acestuia.

d) Pentru ecuațiile înfăgurărilor statice se adoptă ipoteza a.4.

MM al unui GS exterior zonei studiate din sistem, după adoptarea ipotezelor sus menționate va fi obținut din (2.3.2) prin simplificarea corespunzătoare și va avea forma /214/, /216/:

$$u_d = \omega_N \gamma_q \quad (2.7.1a)$$

$$u_q = -\omega_N \gamma_d \quad (2.7.1b)$$

$$u_E = R_e i_e + D \gamma_E \quad (2.7.1c)$$

$$\gamma_d = L_{ddsat} i_d + L_{dhsat} i_E \quad (2.7.1d)$$

$$\gamma_E = L_{dhsat} i_d + L_{EEsat} i_E \quad (2.7.1e)$$

$$\gamma_q = L_{qqsat} i_q \quad (2.7.1f)$$

$$C_m - (k + k_a) \cdot \omega_r + (\gamma_d i_q - \gamma_q i_d) = T_m D \omega_r \quad (2.7.1g)$$

$$\omega_r = D \gamma_r \quad (2.7.1h)$$

cu: $L_{ddsat} = L_{ddG} + L_{dhsat} \quad (2.7.2a)$

$$L_{EEsat} = L_{EEG} + L_{dhsat} \quad (2.7.2b)$$

$$L_{qqsat} = L_{qqG} + L_{qhsat} \quad (2.7.2c)$$

Coefficientul de amortizare k_a este de forma /76/, /77/:

$$k_a = E_S^2 \frac{a \cdot \sin^2 \delta_N + b \cdot \cos^2 \delta_N}{\omega_N} \quad (2.7.2d)$$

cu:

$$a = \frac{X'_{dsat} - X''_{dsat}}{(X'_{dsat} + X_e) \cdot (X''_{dsat} + X_e)} \cdot \frac{1}{\alpha_d} \quad (2.7.3a)$$

$$b = \frac{X'_{qqsat} - X''_{qqsat}}{(X'_{qqsat} + X_e) \cdot (X''_{qqsat} + X_e)} \cdot \frac{1}{\alpha_q} \quad (2.7.3b)$$

$$\alpha_d = \frac{1}{T'_{d0}} \cdot \frac{X'_{dsat} + X_e}{X''_{dsat} + X_e} \quad (2.7.3c)$$

$$\alpha_q = \frac{1}{T'_{q0}} \cdot \frac{X'_{qqsat} + X_e}{X''_{qqsat} + X_e} \quad (2.7.3d)$$

in care semnificația mărimilor de mai sus este bine cunoscută în literatură /44/, /59/, /139/ și se dă mai jos:

$$X'_{dsat} = X_{ddsat} \cdot \sigma_{dE} \quad \text{-- reactanța tranzitorie pe axa d}$$

$$X''_{dsat} = X_{ddsat} \left(\sigma_{dE} - \frac{1 - \sigma_{dD}}{E \cdot \sigma_{ED}} \right) \quad \text{-- reactanța supratranzitorie pe axa d}$$

$$X''_{qqsat} = X_{qqsat} \cdot \sigma_{qQ} \quad \text{-- reactanța supratranzitorie pe axa q}$$

$$T'_{d0} = \frac{L_{DDsat}}{R_D} \quad \text{-- constanta de timp supratranzitorie după axa d în gol} \quad (2.7.3e)$$

$$T'_{q0} = \frac{L_{QQsat}}{R_Q} \quad \text{-- constanta de timp supratranzitorie după axa q în gol} \quad (2.7.3f)$$

X_e - reactanța exterioară de la bornele GS pînă la SEE de putere infinită la care este racordat GS.

$$\sigma_{ED} = 1 - \frac{L_{dhsat}^2}{L_{EEsat} \cdot L_{DDsat}} \quad (2.7.3g)$$

$$S_{dE} = 1 - \frac{L_{dhsat}^2}{L_{ddsat} \cdot L_{EEsat}} \quad (2.7.3h)$$

$$S_{dD} = 1 - \frac{L_{dhsat}^2}{L_{ddsat} \cdot L_{DEsat}} \quad (2.7.3i)$$

$$S_{dQ} = 1 - \frac{L_{dhsat}^2}{L_{qqsat} \cdot L_{QEsat}} \quad (2.7.3j)$$

$$\mu_E = 1 - \frac{L_{dhsat}}{L_{EEsat}} \quad (2.7.3k)$$

Indicele "sat" precizează că se ține cont de fenomenul de saturație dacă acesta apare. Inductivitățile saturate pe cele două axe ale mașinii

L_{dhsat} și L_{qhsat} se determină după metodologia din § 2.5.4.2.

E_S - t.e.m. a SEE de putere infinită la care este conectat GS.

Se obișnuiește ca relațiile (2.7.1) să fie aduse la forma:

$$D \cdot E'_q = - \frac{1}{T_{Esat}} E'_q + \frac{X_{ddsat} - X'_{dsat}}{T_{Esat}} i_d + \frac{\omega_N L_{dhsat}}{L_{EEsat}} u_E \quad (2.7.4a)$$

$$D \cdot \omega_r = \frac{1}{T_m} C_m - \frac{k+k_a}{T_m} \omega_r - \frac{E'_q \cdot i_q}{T_m \omega_N} + \frac{X_{qqsat} - X'_{qsat}}{T_m \omega_N} i_d i_q \quad (2.7.4b)$$

$$D \cdot \vartheta_r = \omega_r \quad (2.7.4c)$$

$$u_d = X_{qqsat} \cdot i_q \quad (2.7.4d)$$

$$u_q = -X'_{dsat} \cdot i_d - E'_q \quad (2.7.4e)$$

$$P = u_d i_d + u_q i_q \quad (2.7.4f)$$

$$Q = u_q i_d - u_d i_q \quad (2.7.4g)$$

în care: E'_q - componenta pe axa q a t.e.m. din spatele reactanței X'_d ;

$$T_{Esat} = \frac{L_{EEsat}}{R_E} - \text{constanta de timp a înfășurării de excitație.}$$

Obținerea relațiilor (2.7.4) este prezentată în /214/. Prin liniarizarea SEC (2.7.4) detaliată în /214/ rezultă MM de primă aproximație pentru GS situate în afara zonei de interes:

$$D(\Delta E'_q) = - \frac{X_{ddsat}}{T_{EEsat} X'_{dsat}} (\Delta E'_q) - \frac{X_{ddsat} - X'_{dsat}}{X'_{dsat}} \cdot \frac{u_{qN}}{T_{Esat} \cdot \omega_N} (\Delta U) + \quad (2.7.5a)$$

$$\frac{X_{ddsat} - X'_{dsat}}{X'_{dsat}} \cdot \frac{u_{dN}}{T_{Esat}} \{ (\Delta \vartheta_r) - (\Delta \delta_r) \} + \frac{\omega_N X_{dhsat}}{L_{EEsat}} (\Delta u_E)$$

$$D(\omega_r) = \frac{1}{T_m} (\Delta C_m) - \frac{k+k_a}{T_m} (\omega_r) + \frac{u_{dN}}{T_m X'_{dsat} \omega_N} (\Delta E'_q) - \quad (2.7.5b)$$

$$(\Delta U) \frac{P_N - u_{dN} u_{qN} \left(\frac{1}{X'_{dsat}} - \frac{1}{X_{qqsat}} \right)}{T_m \cdot \omega_N \cdot \omega_N} - \frac{Q_N + \frac{u_{dN}^2}{X_{qqsat}} + \frac{u_{qN}^2}{X'_{dsat}}}{T_m \cdot \omega_N} \{ (\Delta \vartheta_r) - (\Delta \delta_r) \}$$

$$D(\Delta \vartheta_r) = (\omega_r) \quad (2.7.5c)$$

Acet MM este format din trei ecuații diferențiale liniare care conțin trei mărimi de stare: $(\Delta E'_q)$, $(\Delta \omega_r)$, $(\Delta \psi_r)$ și patru mărimi de intrare: (Δu_g) , (ΔC_m) , (ΔU) , $(\Delta \sigma_r)$ datorate legăturilor GS cu exteriorul. Celelalte mărimi sînt mărimi de ieșire și anume: (Δu_d) , (Δu_q) , (Δi_d) , (Δi_q) , (ΔF) , (ΔQ) expresiile lor analitice fiind date în /214/.

Comparînd MM simplificat dat de (2.7.5) cu cel complet dat de (2.4.27) se constată că:

- are cu 6 ecuații diferențiale mai puțin, ceea ce reduce mult calculul;
- două mărimi de stare se păstrează $(\Delta \psi_r)$, $(\Delta \omega_r)$, iar cea de a treia o constituie $(\Delta E'_q)$, adică abaterea t.e.m. din întrefier plasată în spatele reactanței tranzitorii, care înlocuiește abaterile înlanțuirilor magnetice $(\Delta \psi_k)$, $k = d, q, \dots, TQ$;
- mărimile de intrare se păstrează;
- mărimile de ieșire rămîn aceleași (abaterile curenților, tensiunii și puterilor la bornele GS);

Se apreciază pe baza ipotezelor adoptate că erorile introduse de simplificări pentru GS din SEN afectează rezultatele cu erori de ordinul a 10 % SEC (2.7.5) scris sub formă matricială rezultă:

$$D\bar{\Delta x}_g = \bar{A}_g \cdot \bar{\Delta x}_g + \bar{B}_g \cdot \bar{\Delta u}_g \quad (2.7.6)$$

în care:

$$\bar{\Delta x}_g = [(\Delta E'_q), (\Delta \omega_r), (\Delta \psi_r)] \quad (2.7.7a)$$

$$\bar{\Delta u}_g = [(\Delta u_g), (\Delta C_m), (\Delta \sigma_r), (\Delta U)] \quad (2.7.7b)$$

iar elementele matricilor \bar{A}_g , \bar{B}_g sînt coeficienții SEC (2.7.5), iar \bar{B}_g se partitionează ca și \bar{B}_G conform relației (2.4.27b):

$$\bar{B}_g = [\bar{B}_{eg} \quad \bar{B}_{cg} \quad \bar{B}_{rg}] \quad (2.7.7c)$$

Capitolul 3.

REPREZENTAREA ELEMENTELOR EXTERIOARE GENERATOARELOR SINCRONE ÎN STUDIUL STABILITĂȚII STATICE

3.1. INTRODUCERE

Comportarea GS în regim de mici perturbații este complet definită de SEC (2.4.24), cu alte cuvinte este posibilă obținerea variației în timp a mărimilor de stare și de ieșire ale MS, dacă se cunosc valorile lor inițiale ca și felul cum se modifică în timp mărimile de intrare. Valorile mărimilor de intrare depind de starea de funcționare a elementelor exterioare GS cu care acesta este interconectat, fiecare GS având trei legături cu exteriorul /36/ (fig.3.1):

1. Arborele MS, care realizează legătura mecanică dintre rotor și MP ce poate fi turbină cu aburi sau hidraulică (nu se vor considera alte tipuri de MP ca de exemplu motoarele cu ardere internă, puterea acestora fiind nesemnificativă pentru ansamblul SEE /180/).

2. Bornele înfășurării de excitație la care se conectează SRAE.

3. Bornele înfășurării statorice prin care se conectează GS la RE.

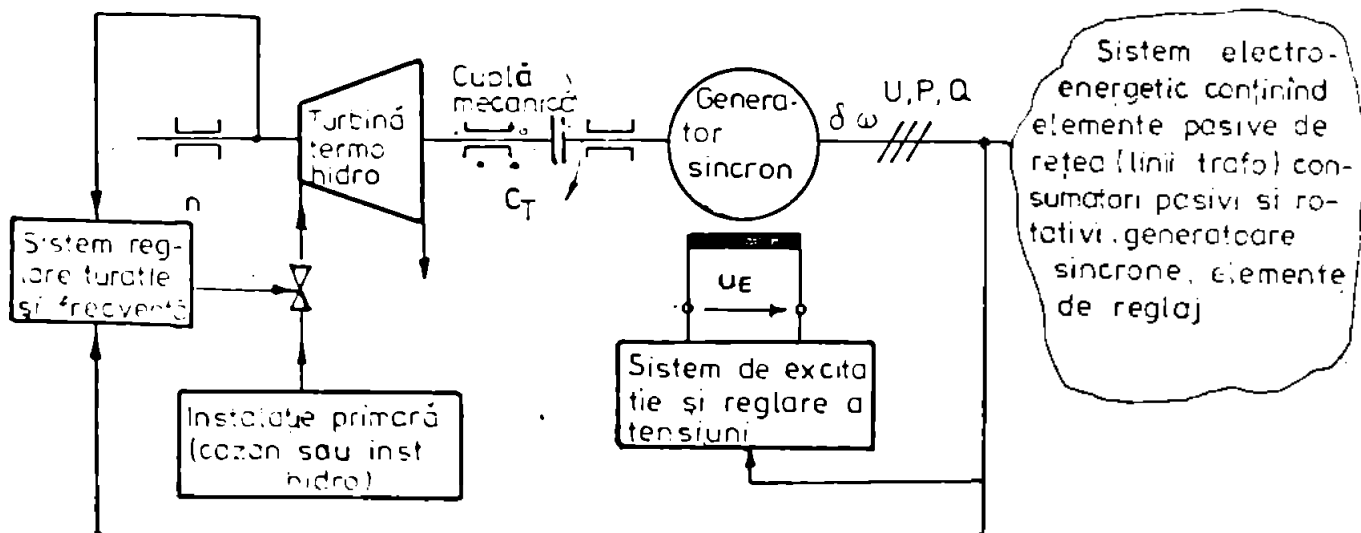


Fig.3.1. Schema elementelor cu care este interconectat GS.

Prima intrare este controlată de SRAV ce acționează asupra admisiei agentului primar (aburi sau apă) în MP, iar pe a doua intrare este controlată de SRAS. RAT acționează asupra excitatoarei GS care furnizează tensiunea de excitație necesară GS.

În acest capitol se va urmări includerea în MM utilizat la studiul STS a comportării elementelor exterioare sus menționate, în scopul definitivării SEC corespunzător comportării SEE. Se vor parcurge următoarele etape:

- a) În § 3.2. se vor trece în revistă principalele probleme legate de modelarea SRAE.
- b) Modulul de includere al MP și al SRAV și va fi consacrat § 3.3.
- c) Principalele aspecte legate de modelarea consumatorilor vor fi tratate.

te în § 3.4.

d) În § 3.5. se va prezenta MM al principalelor elemente de SEE: LE și TE, iar apoi pentru RE în ansamblu.

e) În final, în § 3.6. se va stabili modul de obținere al unui echivalent pentru ansamblul SEE care să reducă substanțial volumul de calcul, păstrând totuși principalele caracteristici ale comportării dinamice ale acestuia.

Contribuțiile autorului la elaborarea acestui capitol constau în principal din:

- stabilirea tipurilor de structuri cu caracter general valabil pentru elementele exterioare GS pe baza sintezei principalelor probleme rezultate în urma consultării unui mare număr de lucrări de specialitate;
- elaborarea SEC la mici perturbații pentru fiecare element exterior în parte: SRAE, SRAV, LE, TE, MP, consumatori;
- elaborarea MM al ansamblului SEE cu referire la STS prin cuplarea și rearanjarea tuturor elementelor componente ale SEE cu referire la STS;
- stabilirea unui echivalent dinamic adecvat care să simuleze comportarea SEE în ansamblu, dar care să reducă substanțial volumul calculelor prin micșorarea dimensiunilor SEC, compromisurile față de precizia modelării fiind minime.

3.2. MODELUL MATEMATIC AL SISTEMULUI DE REGLARE A EXCITAȚIEI ȘI AL REGULADORULUI AUTOMAT DE TENSIUNE.

3.2.1. Aspecte generale ale reglării excitației GS.

Sistemul de excitație și de reglare a tensiunii, pe scurt SRAE, este constituit din ansamblul instalațiilor destinate să producă și să regleze curentul de excitație necesar GS /180/.

Evoluția SRAE aferente GS, situată mai ales în ultimele trei decenii, este legată de progresele înregistrate de industria electrotehnică, de energetică, și de introducerea tehnologiilor de vîrf /127/, cunoscînd o dezvoltare ascendentă de la etapa masinilor de c.c. și a reglatoarelor electromecanice, la schemele ultramoderne cu autoexcitație statică tiristorizată sau cele cu alternatori de construcție inversată și tiristoare turnante, care elimină complet perile și inelele colectoare, comandate de reglatoare intensive și adaptive prevăzute a fi asistate de microcalculatoare /76/. Odată cu creșterea performanțelor realizate de SRAE, au crescut și cerințele pretinse lor, astfel încît la ora actuală se impun următoarele condiții /14/, /36/, /177/, /127/:

1. Să asigure calitatea și siguranța alimentării cu energie a consumatorilor prin menținerea tensiunii la bornele GS sau în orice alt punct

4. Să aibă în orice valoare constantă pentru o lungă perioadă de timp.

2. Să asigure menținerea funcționării stabile a GS pentru diverse tipuri de perturbații, în diverse regimuri de funcționare și la diferite configurații ale SEE.

3. Să restaureze rapid tensiunea în urma unei perturbații bruște din SEE (schimbări importante ale sarcinii electrice, scurtcircuite, etc.).

4. Să limiteze apariția supratensiunilor și să evite pericolul autoexcitării GS în regimurile de sarcină minimă.

5. Să asigure o repartizare corectă a puterii reactive pe GS care dețin pe o bară comună și să existe posibilitatea modificării încărcării lor cu putere reactivă.

6. Să aibă o mare fiabilitate.

7. Să aibă un preț de cost cât mai scăzut.

Realizarea acestor cerințe corelată cu dezvoltarea tehnologiei a condus la existența unor tipuri extrem de variate de sisteme de excitație și RAT, fapt ce îngreunează considerabil studiul și obținerea unor concluzii cu nivel ridicat de generalitate. O clasificare a lor este extrem de dificilă și încercări în acest sens au fost făcute în /36/, /76/, /127/, /180/ fără a se ajunge la o soluție unanim acceptată. Din punct de vedere metodologic gruparea SRAE pe tipuri constructive are o mare importanță, fiecărui tip corespunzându-i o structură bine determinată și deci un anumit tip de M₁ ce îl caracterizează. În general clasificarea sistemelor de excitație se face pe baza următoarelor criterii /36/, /127/, /180/:

1. După autonomia sursei de energie necesară excitației:

- a) Surse autonome.
- b) Surse neautonome.

2. După natura sursei primare care alimentează desfășurarea de excitație a GS deosebit:

- a) Sisteme de excitație cu mașini de c.c.
- b) Sisteme de excitație cu mașini de c.a.
- c) Sisteme de excitație cu autoexcitație (fără mașini excitatoare).

3. După principiul de funcționare pentru:

- a) Grupa 2.a) există: - I. mașina de c.c. ca și generator;
- II. mașina de c.c. amplificatoare;
- III. mașina de c.c. survoltoare-devoltoare;
- b) Grupa 2.b) există: - I. reglarea excitației generatorului principal;
- II. reglarea excitației generatorului auxiliar;
- c) Grupa 2.c) există: - I. reglarea prin amplificatoare magnetice;
- II. sisteme cu redresoare necomandate (diode);
- III. sisteme cu redresoare comandate (tiristoare).

4. După caracterul mobil sau imobil al elementelor componente din sistemul de excitație:

- a) Cu elemente imobile (staționare).
- b) Cu elemente turnante (mobile) fixate rigid pe rotorul GS.

5. După legea de reglare și mărimea de intrare în RAT:

- a) Reglatoare cu acțiune discontinuă.
- b) Reglatoare cu acțiune proporțională:
 - I. fără compundaj;
 - II. cu compundaj după abaterea curentului sau puterii reactive
 - III. cu semnale suplimentare după abaterea turației, puterii debitate, a unghiului intern, a curentului rotoric, etc.;
 - IV. combinate;
 - V. cu acțiune intensivă (puternică) la care reglarea are și caracter derivativ, mărimea de ieșire depinzând în general de primele două derivate ale mărimilor de intrare precizate mai sus.

Structura RAT cuprinde ca și orice regulator următoarele elemente: traductoarele, elementele de măsură și comparare, amplificatoarele, elementele de execuție și elementele de reacție rigidă sau/și elastică (fig.3.2.).

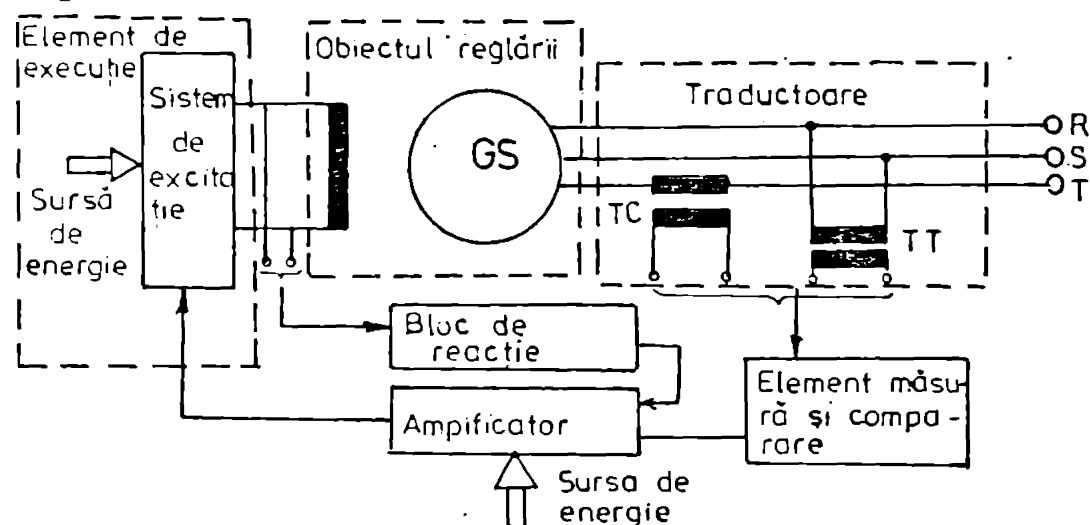


Fig.3.2. Structura sistemului de reglare a excitației,

3.2.2. Influența SRAE asupra STS a GS

Influența structurii și valorii parametrilor ce caracterizează SRAE asupra comportării GS este deosebit de semnificativă, ceea ce a determinat apariția unui număr foarte mare de lucrări consacrate acestei problematice: /15/, /21/, /25/, /49/, /50/, /51/, /53/, /61/, /62/, /63/, /74/, /90/, /95/, /99/, /111/, /121/, /148/, /149/, /166/, /188/, /191/, /196/, /197/, /198/, /203/, /204/, /210/, /211/, /212/, /215/. Analiza concluziilor acestor lucrări permite următoarele aprecieri:

1. Influența parametrilor ansamblului RAT-excitate asupra comportării GS este foarte importantă conducând la extinderea domeniului de stabilitate, însă nu întotdeauna factori de amplificare mari și

constante de timp reduse conduc la performanțe superioare. Din contră, s-a constatat că pentru unele cazuri de utilizare a excitației statice și a RAT foarte rapide și sensibile a rezultat o nedorită înrăutățire a limitelor de STS /15/, /21/, /25/, /50/, /51/, /197/.

2. Alegerea legii de reglare și stabilirea parametrilor SRAE trebuie realizate conform condițiilor concrete de funcționare, un rol decisiv având structura SEE, și regimul de lucru al GS /15/, /25/, /51/, /61/, /197/. Se preconizează utilizarea reguletoarelor adaptive care să-și modifice performanțele în funcție de regimul de funcționare SEE /121/.

3. Stabilirea performanțelor SRAE nu se face numai pe baza considerării regimului de mici perturbații, ci este absolută nevoie să se studieze și regimurile tranzitorii grave (deconectări, scurtcircuite, etc.) /43/, /51/, /71/, /90/, /111/, /204/.

4. Este necesară o grijă deosebită la stabilirea semnalelor de reacție adoptate pentru stabilizare. Exigențele legate de absența zgomotului în semnale sînt deosebit de mari pe măsură ce răspunsul sistemului de reglaj este mai rapid /49/, /210/. Se recomandă stabilizarea GS cu semnale suplimentare și cu metode de reglaj intensiv /15/, /25/, /49/, /53/, /61/, /90/, /111/, /203/, /210/.

5. Majoritatea cercetărilor utilizează pentru stabilirea legii de reglare teoria reglajului optimal, dar pînă în prezent nu există o părere unanimă referitoare la definirea concretă a indicelui de calitate pe baza căruia să se realizeze optimizarea /61/, /95/, /149/, /196/, /198/, /203/. Pentru fixarea celor mai bune valori ale parametrilor reguletoarelor de structură dată se folosește foarte des teoria sensibilității /62/, /62/, /99/, /184/. În general aceste metode necesită un volum de calcul mare.

6. În lucrările de specialitate se găsește o gamă foarte largă de structuri de reguletoare, cu funcții de transfer foarte diferite. Acest fapt se datorește diversității tipurilor de SRAE utilizate. S-a simțit nevoia sistematizării și unificării tipurilor de scheme bloc și funcții de transfer folosite în scopul simplificării studiilor de STS. Încercările în acest sens /205/, /182/ au arătat că adoptarea unor structuri generale de SRAE este posibilă atunci cînd se analizează stabilitatea SEE în ansamblu, dar se recomandă utilizarea structurilor concrete atunci cînd scopul constă în alegerea parametrilor de reglaj.

3.2.3. Considerarea în calcule a SRAE.

3.2.3.1. Adoptarea schemei bloc și a funcțiilor de transfer.

Pentru reprezentarea SRAE se vor utiliza schemele bloc și funcțiile de transfer corespunzătoare, cel mai des folosite în literatura de specialitate, bazate pe schema generală a SRAE. Avantajul lor constă în urmărirea și analizarea simplă a fenomenelor /36/, /212/, /215/.

Din cauză că în lucrare se studiază fenomenele de STS ale unui SEB complex și nu problemele de reglaj ale GS se va lua în considerare schema bloc reprezentată în fig. 3.3./212/. Ea se obține pe baza structurii sistemului de reglare a excitației din fig.3.2. cu următoarele observații:

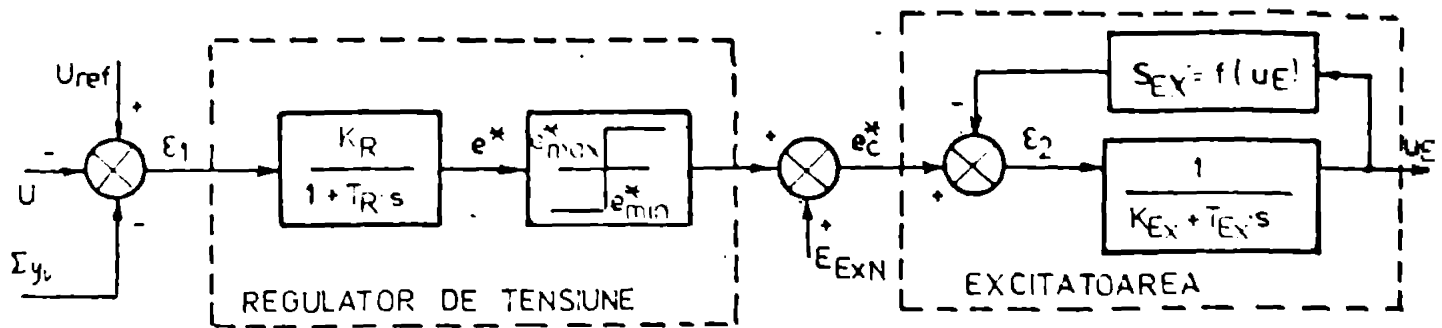


Fig.3.3. Schema bloc a SRAE.

- a) Constantele de timp ale traductoarelor fiind mici (sub 0,05 ele se pot neglija.
- b) Majoritatea sistemelor de excitație ce funcționează în prezent în SEN nu sînt prevăzute cu bloc special de reacție și de aceea acesta nu s-a luat în considerare explicit.
- c) Pentru că se studiază regimul de mici perturbații s-a neglijat sistemul de forțare a excitației.

Referitor la schema bloc din fig.3.3. se fac următoarele precizări:

- a) y_i reprezintă un semnal de intrare suplimentar pentru îmbunătățirea performanțelor în regim dinamic și el poate fi proporțional cu puterea activă, reactivă, turația și derivatele lor, etc.
- b) U_{ref} reprezintă tensiunea de consemn (referință) a regulatorului, ea putînd fi modificată de către personalul de exploatare; constituie o mărime de comandă (de intrare) a RAT.
- c) e_{max}^* , e_{min}^* reprezintă limitările pentru mărimea de ieșire din RAT.
- d) K_R este factorul de amplificare a RAT și în literatură se definește valoarea lui în u.r. ca fiind raportul dintre mărimea la ieșirea din regulator și cea de la intrarea în regulator raportate față de valorile nominale:

$$K_R^* = \frac{\frac{e \text{ u.a.}}{e_{nom} \text{ u.a.}}}{\frac{U_{ref} \text{ u.a.} - U \text{ u.a.}}{U_{nom} \text{ u.a.}}} = \frac{e^*}{\frac{\epsilon_1 \text{ u.a.}}{U_B \text{ u.a.}} \cdot \frac{U_B \text{ u.a.}}{U_{nom} \text{ u.a.}}} = \frac{e^*}{\epsilon_1} U_{nom} = K_R \cdot U_{nom} \quad (3.2.1)$$

Pentru relația (3.2.1) sînt valabile convențiile din § 2.2.6.2.

- e) $s_{ex} = f(u_E)$ reprezintă funcția de saturație care se definește conform /205/, /212/. (fig.3.4):

$$s_{ExN}^* = \frac{A - B}{B} K_{Ex}^* \quad (3.2.2)$$

și ține cont de faptul că excitatoarea se saturează.

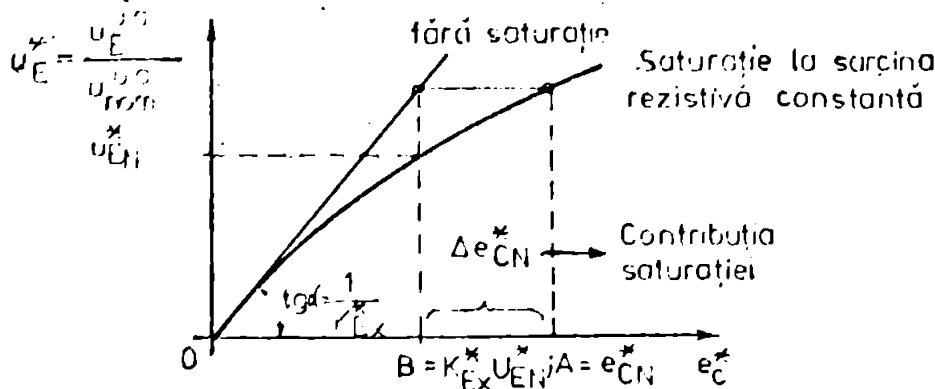


Fig.3.4. Referitoare la definirea funcției de saturație a excitatoarei.

În absența saturației $A=B$ și $e_{ExN}^* = 0$; în regim inițial există relația:

$$e_{CN}^* - \Delta e_{CN}^* = K_{Ex}^* \cdot u_{EN}^* \quad (3.2.3)$$

Sau ținând cont de definiția funcției de saturație:

$$e_{CN}^* - \frac{A-B}{B} B = e_{CN}^* - s_{ExN}^* \cdot u_{EN}^* = K_{Ex}^* \cdot u_{EN}^* \quad (3.2.4)$$

$$e_{CN}^* = (K_{Ex}^* + s_{ExN}^*) u_{EN}^* \quad (3.2.5)$$

Relația (3.2.5) se obține și direct din schema bloc a excitatoarei considerând în funcția de transfer:

$$\frac{u_E^*}{e_C^*} = \frac{1}{s_{Ex}^* + K_{Ex}^* + T_{Ex}^* \cdot s} \quad (3.2.6)$$

pe $s \rightarrow 0$ (regimul staționar), ceea ce subliniază concordanța LMM cu fenomenele fizice ce au loc (s este operatorul lui Laplace). Trecînd la u.r. față de mărimile de bază alese rezultă:

$$e_{CN}^* = (K_{Ex}^* + s_{ExN}^*) \frac{u_{EN}^*}{u_{Enom}^*} = (K_{Ex}^* + s_{ExN}^*) \frac{u_{EN}^*}{u_{Enom}^*} \quad (3.2.7)$$

Dar din schema bloc:

$$e_{CN}^* = (K_{Ex}^* + s_{ExN}^*) \cdot u_{EN}^* \quad (3.2.8)$$

și deci:

$$K_{Ex}^* = K_{Ex}^* \frac{1}{u_{Enom}^*} \quad (3.2.9)$$

$$s_{ExN}^* = s_{ExN}^* \frac{1}{u_{Enom}^*} = \frac{A-B}{B} K_{Ex}^* \quad (3.2.10)$$

f) În regim normal de funcționare RAT nu intervine asupra excitatoarei $e^* = 0$ și prin urmare:

$$U_{ref} = U_N + \frac{1}{1} \cdot y_{1N} \quad (3.2.11)$$

Deci mărimea de comandă a excitatoarei (e_{CN}^*) va fi egală cu E_{ExN}^* și deci:

$$E_{ExN}^* = (K_{Ex}^* + s_{ExN}^*) \cdot u_{EN}^* = \frac{E_{ExN}^{u.a.}}{e_{Cnom}^{u.a.}} \quad (3.2.12)$$

- a) T_R , T_{Ex} , reprezintă constantele de timp ale RAT, respectiv excita-
toarei.
b) Valorile caracteristice ale parametrilor SRAE sînt trecute în ta-
belul 3.1. /205/.

Valori caracteristice ale parametrilor SRAE TABELUL 3.1.

Simbol	U.M.	Gama de valori	Valori tipice
K_R^*	u.r.n.	1 ÷ 400	5 ÷ 50
K_{Ex}^*	u.r.n.	(-0,05) ÷ 1	1
e_{min}^*	u.r.n.	(-1) ÷ (-3,5)	(-2)
e_{max}^*	u.r.n.	1 ÷ 3,5	2
T_R	s	0,01 ÷ 0,2	0,05
T_{Ex}	s	0,04 ÷ 1,5	1
K_{comp}	u.r.n.	0,01 ÷ 0,08	0,03

Schema bloc adoptată pentru SRAE prezintă caracteristicile:

- este destul de generală pentru a modela diversele cazuri concrete existente în cadrul SEN;
- înglobînd principalele fenomene legate de reglajul excitației, asig-
ură un grad de precizie suficient de ridicat pentru scopul propus;
- datorită calităților pe care le are este des utilizată în literatura
de specialitate /182/, /205/ și este folosită și la noi în țară /55/, /95/,
/214/, /216/.

Ecuatiile neliniare ce descriu comportarea SRAE direct din
schema bloc au forma:

$$De^{\pi} = - \frac{1}{T_R} e^{\pi} + \frac{K_R}{T_R} \varepsilon_1 \quad (3.2.13a)$$

$$Du_E = - \frac{K_{Ex} + s_{Ex}}{T_{Ex}} u_E + \frac{1}{T_{Ex}} e_0^{\pi} \quad (3.2.13b)$$

$$\varepsilon_1 = U_{ref} - U - \sum_i y_i \quad (3.2.13c)$$

$$e_C^{\pi} = e^{\pi} + E_{ExN}^{\pi} \quad (3.2.13d)$$

$$e_{min}^{\pi} \leq e^{\pi} \leq e_{max}^{\pi} \quad (3.2.13e)$$

$$s_{Ex} = f(u_E) = \frac{A - B}{B} K_{Ex} \quad (3.2.13f)$$

3.2.3.2. Ecuațiile SRAE în regim de mici perturbații.

Pentru regimul de mici perturbații se vor adopta următoarele ipoteze:

a) Perturbațiile sînt suficient de mici pentru ca elementul de limitare al RAT să nu intervină; în consecință, blocul respectiv va fi eliminat din schemă. Pentru ca această ipoteză să se verifice, este suficient să se impună condiția:

$$\Delta \xi_1 = |\xi_{1\max} - \xi_{1\min}| < \frac{1}{K_R} (e_{\max}^* - e_{\min}^*) \quad (3.2.14)$$

Presupunînd că $(e_{\max}^* - e_{\min}^*) = 2$ și $K_R = 100$ (care este o valoare mare rar întîlnită) rezultă $|\Delta \xi_1| < 2\%$ ceea ce este pe deplin acceptabil. Pe de altă parte cu cît K_R scade cu atît $|\Delta \xi_1|$ poate să crească.

b) Se impune valoarea $|\Delta e_C| = |e_{C\max} - e_{C\min}|$ să fie atît de mică încît starea de magnetizare a excitatoarei să nu difere sensibil față de regimul normal și prin urmare $s_{Ex} = s_{ExN} = \text{const.}$ Această ipoteză pare mult mai restrictivă decît precedentă deoarece adoptînd $|\Delta e_C| \leq 2\%$, rezultă pentru $|\Delta \xi_1| \leq 0,02\%$ ($K_R = 100$), ceea ce pentru practică este extrem de puțin, nedepășind pragul de insensibilitate al elementelor reale ale SRAE. Ieșirea din acest impas este posibilă datorită următoarelor considerente:

- în general caracteristicile de funcționare ale excitatoarelor au un pronunțat caracter liniar;
- în regim normal de funcționare se lucrează pe porțiunea liniară a caracteristicii și se trece în cotul acesteia numai în regim de forțare a excitației, la apariția unei perturbații majore în RE.

De aceea în majoritatea studiilor de STS se renunță la considerarea saturației excitatoarei /95/, punct de vedere adoptat în continuare.

Liniarizarea SEC (3.2.13) în punctul de funcționare, ținînd cont de cele sus menționate și de faptul că $E_{ExN}^* = \text{const.}$, este imediată:

$$D(\Delta e^*) = - \frac{1}{T_R} (\Delta e^*) + \frac{K_R}{T_R} (\Delta U_{\text{ref}}) - \frac{K_R}{T_R} (\Delta U) - \frac{K_R}{T_R} \sum_1 (\Delta y_1) \quad (3.2.15a)$$

$$D(\Delta u_E) = - \frac{K_{Ex}}{T_{Ex}} (\Delta u_E) + \frac{1}{T_{Ex}} (\Delta e^*) \quad (3.2.15b)$$

Aceste ecuații constituie SEC de primă aproximare pentru SRAE. Variabilele care intervin se grupează astfel:

- variabile de stare: $(\Delta e^*), (\Delta u_E)$;
- variabile de intrare: - proprii (ΔU_{ref}) ;
- de legătură cu generatorul: $(\Delta U), \sum_1 (\Delta y_1)$.

De remarcat că unele variabile (Δy_1) care sînt mărimi de intrare pentru RAT pot fi mărimi de stare sau de ieșire pentru GS, după cum (Δu_E) este variabilă de stare pentru RAT, dar este mărime de intrare pentru GS.

Schema bloc corespunzătoare ecuațiilor (3.2.15) este prezentată în fig.3.5.

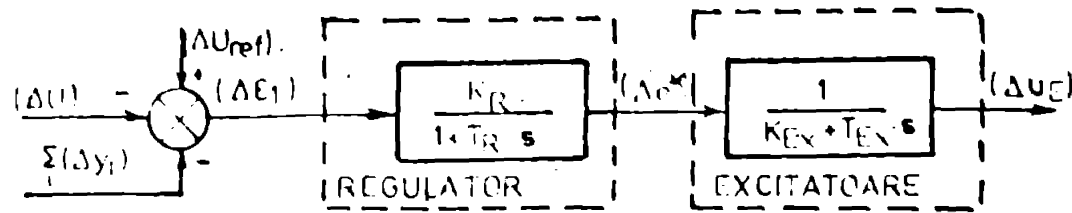


Fig.3.5. Schema bloc a SRAE pentru mici perturbații.

În SEN la majoritatea GS, se utilizează compundajul după puterea reactivă, caz în care:

$$\sum_1 y_i = K_{comp} \cdot Q \quad (3.2.16a)$$

respectiv:

$$\sum_1 (\Delta y_i) = K_{comp} \cdot (\Delta Q) \quad (3.2.16b)$$

Pentru (ΔQ) este valabilă relația de legătură cu variabilele de stare care este dată în /214/. În final pentru SRAE sînt valabile relațiile scrise sub formă matricială, a căror structură detaliată se găsește în /214/:

a). Pentru modelul complet al mașinii sincrone:

$$D \begin{bmatrix} (\Delta u_E) \\ (\Delta e^*) \end{bmatrix} = \bar{A}_E \begin{bmatrix} \Delta x_G \\ (\Delta u_E) \\ (\Delta e^*) \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} \bar{B}_{RE} & \bar{B}_{EE} \\ \bar{B}_E \end{bmatrix}}_{\bar{B}_E} \begin{bmatrix} (\Delta \delta_r) \\ (\Delta U) \\ (\Delta U_{ref}) \end{bmatrix} \quad (3.2.17)$$

b) Pentru modelul simplificat:

$$D \begin{bmatrix} (\Delta u_E) \\ (\Delta e^*) \end{bmatrix} = \bar{A}_e \begin{bmatrix} \Delta x_g \\ (\Delta u_E) \\ (\Delta e^*) \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} \bar{B}_{re} & \bar{B}_{ee} \\ \bar{B}_e \end{bmatrix}}_{\bar{B}_e} \begin{bmatrix} (\Delta \delta_r) \\ (\Delta U) \\ (\Delta U_{ref}) \end{bmatrix} \quad (3.2.18)$$

Matricile \bar{A}_E , \bar{B}_E , respectiv \bar{A}_e , \bar{B}_e , sînt formate din coeficienții SEC (3.2.15) cuplate cu (3.2.16a) respectiv (3.2.16b).

3.3. MODELUL MATEMATIC AL MAȘINII PRIMARE ȘI AL REGULĂTORULUI DE TURĂȚIE PENTRU STABILITATEA STATICĂ.

3.3.1. Aspecte generale ale reglării turăției GS.

În SEE actuale, GS sînt antrenate în principal de turbine cu aburi la CTE, și de turbine hidraulice la CHE. Ponderea turbinelor cu gaz și a motoarelor cu ardere internă în ansamblul puterii instalate este nesemnificativă, fapt pentru care comportarea lor nu va fi prezentată în această lucrare.

Rolul MP este de a transforma energia fluidului ce o străbate (aburi, apă) în energie mecanică, furnizînd la arborele GS un cuplu mecanic. Valoarea cuplului mecanic se poate modifica în principal prin schimbarea poziției supapelor de admisie ale turbinei termoe, respectiv

a aparatului director și a paletelor turbinei hidro, care reglează debitul de fluid în MP. În timpul funcționării grupului turbină-GS, pentru stabilirea unei turații constante la modificarea sarcinii, este necesară realizarea echilibrului între cuplul mecanic accelerator și cuplul electromagnetic de frînare. Această funcțiune o îndeplinește RAV, care sesizând abaterea turației de la valoarea nominală comandă modificarea corespunzătoare a debitului de fluid în turbină /36/, /39/, /210/.

Condițiile impuse RAV sînt /36/, /210/:

1. De a menține turația GS în jurul valorii nominale (sincronă) pentru toată gama sarcinilor electrice.
2. De a permite modificarea încărcării GS prin schimbarea caracteristicii RAV, fie folosind un reglaj manual, fie cu ajutorul regulatorului de frecvență și de a repartiza astfel corect sarcinile active pe GS în funcțiune.
3. De a crește stabilitatea sistemului la diverse tipuri de perturbații care pot apare în SEE.
4. Să aibă o fiabilitate mare în funcționare.
5. Să fie relativ ieftine.

Ca și la RAE, dezvoltarea tehnologiei a permis proiectarea a numeroase tipuri de RAV cu elemente: mecanice, electrice, electronice, hidraulice, etc., cu care se echipează turbinele încă de la fabricație /127/. Cele mai răspîndite sînt /207/, /210/, /110/:

- a) Cu comandă mecanic-hidraulică la care traductorul de turație este un regulator centrifugal de tip Watt.
- b) Cu comandă electrohidraulică la care traductorul de turație este un tahogenerator montat pe axul principal al grupului, ceea ce permite atingerea unei flexibilități deosebite prin folosirea circuitelor electronice în locul componentelor mecanice.

Structura SRAV este prezentată în fig. 3.6.

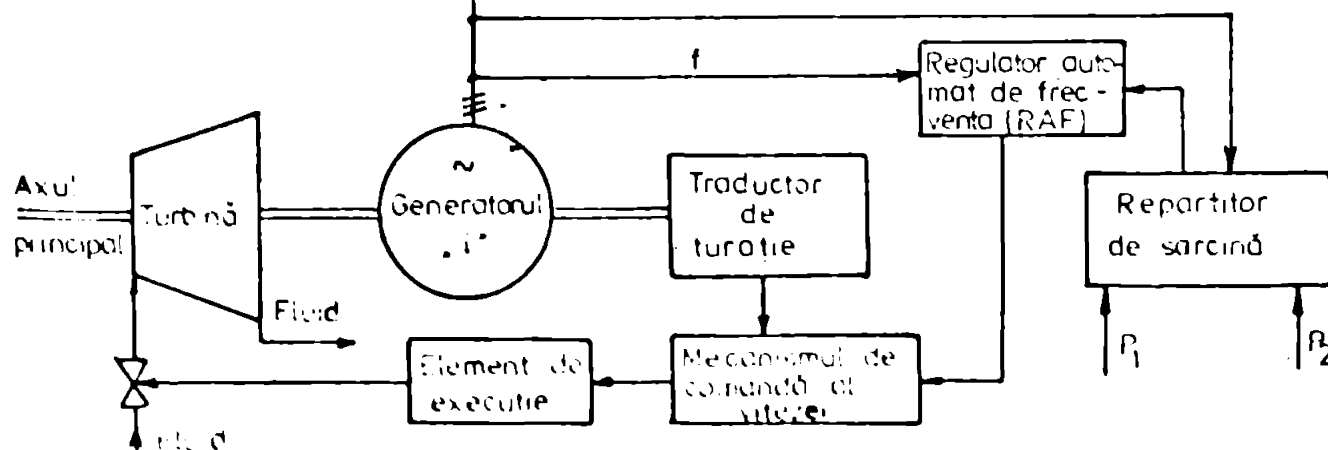


Fig.3.6. Sistemul de reglare a vitezei (turației) și frecvenței.

3.3.2. Influența RAF și a MP asupra STS a GS.

În studiile de STS și tranzitorie clasice (înainte de 1960) se considera cuplul mecanic la arborele generatorului ca fiind constant /19/, /55/, /61/, /80/, /207/, /166/, /204/. Acest punct de vedere se datorează următoarelor cauze:

- inerția mecanică a grupului turbină-GS este relativ mare (constanta de timp corespunzătoare de ordinul $4 \div 20$ s) /207/;
- reglatoarele cu comandă mecano-hidraulică care echipau GS aveau zonă de insensibilitate, deci nu puteau sesiza micile perturbații /36/, /42/;
- oscilațiile proprii ale RAV au o frecvență de oscilație mult mai mică decât cea a oscilațiilor proprii ale GS, și deci vor influența puțin procesele electrice /112/.

Introducerea RAV electrohidraulice, a reglajului intensiv al turației după derivatele abaterii ca și studiul perturbațiilor pe perioade mari de timp (zeci de secunde) au făcut necesară considerarea în calcule a influenței RAV și MP /112/, /127/, /181/, /197/, /202/, /207/.

Principalele concluzii evidențiate au fost:

- a) MP cu inerție mare cum ar fi turbinele cu abur, cu preîncălzire intermediară, sau turbinele hidraulice, introduc o mare întârziere în acționare și astfel pot înrăutăți stabilitatea prin amortizări negative /49/.
- b) Între acțiunea RAT și RAV există o interdependență foarte slabă, care scade pe măsură ce crește numărul de constante de timp ale RAV /197/.
- c) Cu cât crește amplificarea și scade constanta de timp a RAV, cu atât limitele de STS cresc /197/.
- d) RAV cu două constante de timp are o influență mai redusă asupra limitelor de STS ca și cel cu o constantă de timp /197/.

3.3.3. Considerarea în calcule a RAV și a MP.

3.3.3.1. Adoptarea schemelor bloc și a funcțiilor de transfer.

Schema bloc adoptată pentru RAV și MP /214/, /216/ este prezentată în fig.3.7. și la alegerea ei s-au avut în vedere următoarele aspecte:

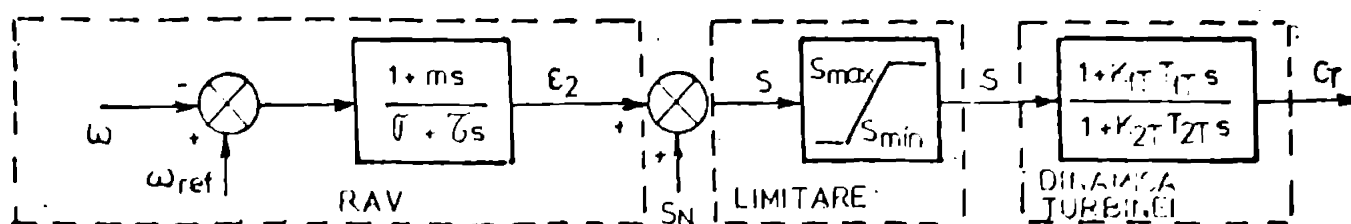


Fig.3.7. Schema bloc a RAV și a MP.

a) Pentru că scopul studiului îl constituie ansamblul SEE și nu RAV sau MP, gradul de generalitate a schemei este necesar a fi mare, deci cu aceeași schemă să poată fi modelate diverse tipuri de RAV și MP. Acest lucru este justificat prin aceea că utilizarea relațiilor simplificate față de forma lor detaliată nu produce diferențe esențiale în calcule /36/:

b) Schema bloc folosită urmărește structura SRV din fig. 3.6. cu următoarele deosebiri:

- traductorul de turație nu intervine explicit, datorită constantei sale mici în comparație cu a celorlalte elemente;
- se neglijează reglajul automat de frecvență deoarece el nu intervine în funcțiune decât foarte târziu, după zeci de secunde, constituind treapta a doua de reglare a turației și frecvenței în SEE /39/.

Referitor la mărimile și parametri ce intervin în această schemă se fac următoarele precizări:

a) În regim staționar nominal, când $\omega = \omega_{ref} = \omega_{nom}$ și $\varepsilon_2 = 0$, iar $s \rightarrow 0$ rezultă:

$$S_N = C_{mnom} \quad (3.3.1)$$

b) S_{min} , S_{max} reprezintă limitarea minimă, respectiv maximă relativ la cuplul furnizat de MP.

c) În regim staționar diferit de cel nominal, $\omega = \omega_N$, și $s \rightarrow 0$ există:

$$\varepsilon_2 = - \frac{\omega_N - \omega_{nom}}{\delta} \quad (3.3.2a)$$

$$C_{mN} = C_{mnom} + \varepsilon_2 \quad (3.3.2b)$$

Din (3.3.2) rezultă:

$$\delta = - \frac{\omega_N - \omega_{nom}}{C_{mN} - C_{mnom}} \quad (3.3.3)$$

Pe de altă parte se definește staturismul grupului ca /39/, /127/:

$$\delta_{grup} \% = - \frac{\frac{n_N^{u.a.} - n_{nom}^{u.a.}}{n_{nom}^{u.a.}}}{\frac{p_N^{u.a.} - p_{nom}^{u.a.}}{p_{nom}^{u.a.}}} 100 \approx \frac{\frac{\omega_N - \omega_{nom}}{\omega_{nom}}}{\frac{C_{mN} - C_{mnom}}{C_{mnom}}} 100 \quad (3.3.4)$$

Deci se poate stabili relația:

$$\delta = \frac{\delta_{grup}}{100} \cdot \frac{\omega_{nom}}{C_{mnom}} \quad (3.3.5)$$

d) τ este promptitudinea RAV și se calculează cu relația /181/:

$$\tau = \delta T_{RAV} \quad (3.3.6)$$

iar T_{RAV} este constanta de timp a RAV.

e) m - ține cont de prezența mecanismului izodrom al turbinelor hidraulice ($m=1$), pentru cele cu vapori el lipsind ($m=0$).

f) K_{1T} , K_{2T} , sînt coeficienți care diferențiază comportarea dinamică a turbinelor hidro de cele termo. O caracteristică deosebită a turbinelor hidro este valoarea negativă a lui K_{1T} , ceea ce produce în primele momente ale perturbației o comportare "pe dos" a acesteia față de cea a turbinelor termo supuse aceluiași regim.

g) T_{1T} , T_{2T} , sînt constantele de timp ale turbinei. Pentru turbinele hidro în general $T_{1T} = T_{2T}$ și reprezintă timpul de accelerare a apei în conducta forțată între vana de admisie și bieful amonte /207/ și se poate calcula cu formula:

$$T_{1T} = \frac{L \cdot v}{H_t \cdot g} \quad (3.3.7)$$

unde L - lungimea conductei forțate; v - viteza apei în conductă;

H_t - căderea totală a apei; g - accelerația gravitațională.

Valorile caracteristice ale parametrilor RAV și MP sînt prezentate în tabelul 3.2.

Valori caracteristice ale parametrilor RAV și MP TABELUL 3.2.

Simbol	U.M.	Gama de valori		Valori tipice	
		CHE	CHE	CHE	CHE
m	s	-	0 ÷ 4	0	1
σ_{grup}	%	1 ÷ 10	1 ÷ 10	4	4
τ	s	0,1 ÷ 0,3	1 ÷ 3	0,2	2
K_{1T}	u.r.n.	-	-	1	(- 1)
K_{2T}	u.r.n.	-	-	1	0,5
T_{1T}	s	-	1 ÷ 3	0	1
T_{2T}	s	0,1 ÷ 0,4	1 ÷ 3	0,15	1
S_{max}	u.r.n.	1 ÷ 1,2	1 ÷ 1,2	1,1	1,1
S_{min}	u.r.n.	0 ÷ 0,2	0 ÷ 0,2	0,1	0,1

SEC neliniar ce descrie comportarea MP și a RAV poate fi scris direct pe baza schemei bloc din fig. 3.7:

$$D \varepsilon_2 = - \frac{1}{2} \varepsilon_2 + \frac{1}{\tau} (\omega_{ref} - \omega) + \frac{m}{\tau} D(\omega_{ref} - \omega) \quad (3.3.8a)$$

$$S_{min} \leq S_N + \varepsilon_2 \leq S_{max} \quad (3.3.8b)$$

$$D \cdot C_m = - \frac{1}{K_{2T} T_{2T}} C_m + \frac{1}{K_{2T} T_{2T}} (S_N + \varepsilon_2) - \frac{K_{1T} T_{1T}}{K_{2T} T_{2T}} D(S_N + \varepsilon_2) \quad (3.3.8c)$$

3.3.3.2. Ecuații RAV și ale KP în regim de mici perturbații.

În regim de mici perturbații este justificată adoptarea urtoarelor ipoteze simplificatoare:

a) Blocul de limitare nu își face simțită prezența dacă:

$$|\Delta \epsilon_2| \leq \max(S_H - S_{\min}, S_{\max} - S_H) \quad (3.3.9)$$

caz în care el poate fi neglijat. În mod normal:

$$|\omega_{\text{ref}} - \omega| \leq 0,01 \quad (3.3.10a)$$

prin urmare:

$$|\Delta \epsilon_2| \leq \frac{1}{6} |\omega_{\text{ref}} - \omega| = \frac{100}{6 \cdot f_{\text{grup}}} C_{\text{mnom}} \cdot 0,01 = 0,2 C_{\text{mnom}} \quad (3.3.10b)$$

ceea ce semnifică că pot apărea probleme numai dacă nu se respectă restricțiile:

$$C_{\text{mH}} < 0,2 C_{\text{mnom}} + C_{\text{mmin}} \quad (3.3.11a)$$

$$C_{\text{mH}} > C_{\text{mmax}} - 0,2 \cdot C_{\text{mnom}} \quad (3.3.11b)$$

b) $S_H = C_{\text{mH}}$ se consideră constant.

Linearizînd SEC (3.3.8) în punctul de funcționare, cu censurarea ipotezelor sus menționate se obțin ecuațiile RAV și KP pentru gimul de mici perturbații (detalii ale calculelor sînt oferite în /2

$$D \begin{bmatrix} \Delta \epsilon_2 \\ \Delta C_m \end{bmatrix} = \bar{A}_v \begin{bmatrix} \Delta x_G \\ \Delta \epsilon_2 \\ \Delta C_m \end{bmatrix} + \underbrace{\begin{bmatrix} \bar{B}_{RV} & \bar{B}_{VV} \end{bmatrix}}_{\bar{B}_v} \begin{bmatrix} \Delta \delta_r \\ \Delta U \\ \Delta \omega_{\text{ref}} \\ \Delta v_{\text{ref}} \end{bmatrix} \quad (3.3.12)$$

Matricile \bar{A}_v , \bar{B}_v , conțin coeficienții variabilelor de stare, respectiv de intrare pentru KM complet al GS, forma lor dezvoltată fiind d în /214/. Pentru KM simplificat al GS sînt valabile relații de tipul (3.3.12) cu deosebire că în locul vectorului Δx_G se va lua vectorul ΔX_g . Matricile \bar{A}_v , \bar{B}_v , sînt prezentate detaliat în /214/. Se c tă că în (3.3.12) intervin ca variabile de stare, în plus față de ce ale GS și ale SRAE, $(\Delta \epsilon_2)$ și (ΔC_m) , iar mărimile de intrare sînt ab rea consemnului $(\Delta \omega_{\text{ref}})$ și derivata acestuia. Schema bloc a RAV și la mici perturbații este dată în fig. 3.8.

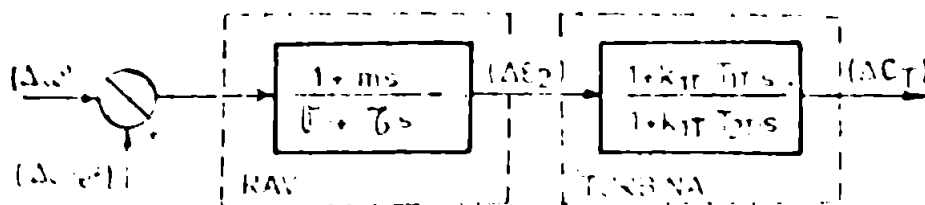


Fig.3.8. Schema bloc a RAV și a KP la mici perturbații.

3.4. CONSIDERAREA CONSUMATORILOR ÎN STUDIUL STABILITĂȚII STATICE

3.4.1. Importanța considerării consumatorilor în SCS.

Reprezentarea corectă a consumatorilor are o importanță de

biță în studiile de stabilitate, fapt care se reflectă în preocupările tot mai intense consacrate acestei probleme /1/, /10/, /42/, /69/, /71/, /76/, /78/, /87/, /175/, /179/, /206/. Dacă la început sarcina era considerată printr-o simplă impedanță, pe măsură ce au crescut pretențiile față de fidelitatea modelării s-au utilizat întâi caracteristicile statice ale consumatorilor /31/, /42/, /88/, /104/, /179/, apoi cele dinamice /69/, /206/, /87/, /190/. Creșterea gradului de complexitate a modului de reprezentare a sarcinii este pe deplin justificat, pentru că utilizarea unor simple impedanțe, deși mărește sensibil viteza de calcul, poate introduce erori mari (până la 25-30 %) în aprecierea limitelor de stabilitate /31/, /190/.

Cauzele care concurează la mărirea dificultății în simularea exactă a consumatorilor sînt:

- a) Sarcina complexă este compusă dintr-un număr foarte mare de motoare și consumatori ce au caracteristici foarte diferite /31/, /87/.
- b) Consumatorii individuali ce compun sarcina complexă sînt răspîndiți în RE de distribuție care are o structură complexă și caracteristici proprii ce se modifică în timp /87/.
- c) Datele consumatorilor individuali au un grad de incertitudine relativ ridicat față de al altor elemente de SEE /31/.
- d) Modificarea încărcării poate implica și schimbări în ponderea diverselor tipuri de consumatori ce formează sarcina complexă /40/.

În prezent părerile cercetătorilor referitor la reprezentarea sarcinii în studiile de stabilitate converg asupra următoarelor aspecte /31/, /33/, /78/, /87/, /88/, /99/, /133/, /159/, /175/, /190/, /202/, /206/:

- a) Reprezentarea corectă a sarcinilor prezintă o importanță mare, la fel ca și modelarea GS. În general sarcinile statice cu caracteristică "putere activă constantă" îmbunătățesc stabilitatea, în timp ce acelea cu caracteristica de tip MAS o vor reduce.
- b) Toate sarcinile reale din RE de distribuție se concentrează într-o singură sarcină echivalentă, cu caracter complex, situată în nodul RE de f.t. ce constituie sursă pentru acestea.
- c) Sarcina complexă este formată din atîtea componente individuale, cîte tipuri de consumatori cu caracteristici asemănătoare există în realitate. Ponderile acestor componente în sarcina totală se adoptă conform situației reale.
- d) Parametrii fiecărei componente a sarcinii complexe se determină astfel încît suma caracteristicilor statice, respectiv dinamice să coincidă cît mai mult cu caracteristica reală. În acest scop este absolut necesară efectuarea unor măsurători în SEE.
- e) Nu toate sarcinile din SEE trebuie descrise la fel de complex, ci se reprezintă complet cele mai importante (de valoarea cea mai mare, care conțin cele mai multe MAS, cele mai apropiate de locul de defect, etc.),

iar costul aproximativ, prin caracteristicile statice sau chiar prin tendințe constante.

f) Deoarece perturbațiile grave sînt de scurtă durată (sub 1 s), și nu determină oprirea MAS, iar variațiile de frecvență sînt lente, utilizarea caracteristicilor statice de putere este realistă nu numai pentru STS dar și pentru stabilitatea tranzitorie.

g) Utilizarea caracteristicilor statice și dinamice pentru consumatori conduce la lungirea timpului de calcul îngreunînd atît determinarea regimului staționar cît și aprecierea stabilității sistemului.

h) Cele mai dificile probleme le ridică reprezentarea sarcinii de tip MAS, care în literatura de specialitate se întîlnește sub terminologia de sarcină asincronă /87/, /190/. MAS se grupează pentru formarea unui sau mai multor echivalenți pe baza următorilor parametri:

1. cuplul de răsturnare al MAS notat cu M_{cr} ;
2. alunecarea critică s_{cr} la care se atinge M_{cr} ;
3. constanta de inerție a MAS și instalației antrenate J_{mot} .

Studiile efectuate /87/, /190/ arată că erori de apreciere identice pentru cele trei mărimi conduc la valori diferite ale limitelor de stabilitate: eroarea corespunzătoare lui M_{cr} este de 30 %, pe cînd cele pentru s_{cr} și J_{mot} de 2÷5 %. Deci se recomandă gruparea MAS care au cupluri de răsturnare identice sau apropiate.

i) Sarcinile neliniare de tipul $P = C_1 \cdot U^{k_P}$, $Q = C_2 \cdot U^{k_Q}$ pot avea un caracter stabilizant sau instabilizant, depinzînd de valorile exponenților k_P și k_Q . Prezența reactanțelor saturate (valori mari pentru k_Q) au efect stabilizant. Sarcinile a căror putere activă este sensibilă la variația tensiunii (valori mari pentru k_P) au caracter instabilizant, reducînd puterea de sincronizare a GS.

j) Pentru rezistențele termice reprezentarea prin valoare constantă este rezonabilă în ceea ce privește exactitatea.

3.4.2. Modelarea consumatorilor în studiul STS

Pentru modelarea consumatorilor în studiul STS se adoptă următorul punct de vedere /31/, /33/, /68/, /190/:

a) Sarcinile electrice din zona de maxim interes se modelează în studiu cît mai fidel:

- consumatorii rotativi prin MAS echivalente și dacă este cazul și prin motor sincron echivalent;

- consumatorii statici prin caracteristicile lor statice.

Pentru stabilirea regimului normal de funcționare se presupun cunoscute puterea activă și reactivă, constante indiferent de valoarea tensiunii aferente nodului, cu condiția ca acestea să se situeze în banda admisă.

b) Restul sarcinilor electrice din SEE se modelează doar prin caracte-

detaliile lor statice, iar la stabilirea regimului normal se preocupă de const. și Q-const. ca mai sus.

3.4.2.1. Modelarea MAS

necesită gruparea lor în unul sau mai mulți echivalenți în funcție de momentul lor de răsturnare /1/, /33/, /87/, /175/, /190/. MM al MAS echivalent poate fi obținut pe două căi:

a) Prin adaptarea SEC la mici perturbații ale GS ținând cont de particularitățile MAS /190/: reactanțe egale pe cele două axe; termenii relativi la înfășurarea de excitație eliminați; sistemul de referință adoptat este cel sincron al RE.

b) Utilizând direct ecuațiile MAS scrise în teoria celor două axe, apoi liniarizându-le /1/, /87/.

Orice cale se urmează, se pot pune două întrebări:

a) Ce ipoteze simplificatoare se adoptă ?

b) Cum se stabilesc parametrii MAS echivalent ?

Răspunsul dat în acest studiu se bazează pe principiul adoptat la modelarea MS /1/, /56/ și anume: se preferă modele simple cu parametrii determinați prin măsurători sau pe considerente fenomenologice în afara oricăror discuții, în locul MM complexe dar cu parametrii stabiliți incert. Referitor la SEC utilizat pentru MAS echivalent se fac următoarele precizări:

a) Se neglijează fenomenele tranzitorii din statorul mașinii.

b) Pentru că la MAS mijlocii și mari rezistența statorică R_s este mică ea poate fi omisă în calcule /59/, /87/.

c) Constantele de timp din SEC se calculează ca medii aritmetice ponderate în funcție de puterile nominale ale MAS și constantele lor reale de timp /87/:

- constanta de timp a înfășurării rotorice, statorul fiind în gol:

$$T'_{do} = \frac{\sum_{k=1}^N T'_{do_k} \cdot P_{nom_k}}{\sum_{k=1}^N P_{nom_k}} \quad (3.4.1a)$$

- timpul de lansare al MAS cuplat cu instalația antrenată:

$$T_{mn} = \frac{\sum_{k=1}^N T_{mn_k} \cdot P_{nom_k}}{\sum_{k=1}^N P_{nom_k}} \quad (3.4.1b)$$

d) Detaliile legate de obținerea MM sînt prezentate în /214/.

În final rezultă SEC ce descrie comportarea MAS la mici perturbații /87/, /141/.

$$D e_d' = \frac{1}{T_{do}} \left(\frac{X_s}{X_s'} - 1 \right) \cdot U \cdot \cos \delta - \frac{X_s}{X_s' \cdot T_{do}} e_d' + s \cdot e_q' \quad (3.4.2a)$$

$$D e_q' = \frac{1}{T_{do}} \left(\frac{X_s}{X_s'} - 1 \right) \cdot U \cdot \sin \delta - s \cdot e_d' - \frac{X_s}{X_s' \cdot T_{do}} e_q' \quad (3.4.2b)$$

$$D s = \frac{1}{T_{mm}} \left(\frac{U}{X_s'} (e_q' \cdot \cos \delta - e_d' \cdot \sin \delta) - C_{mot} \right) \quad (3.4.2c)$$

$$D \delta = 1 - s \quad (3.4.2d)$$

$$P_{mot} = \frac{U}{X_s'} (e_d' \cdot \sin \delta - e_q' \cdot \cos \delta) \quad (3.4.3a)$$

$$Q_{mot} = \frac{U}{X_s'} (U - e_d' \cdot \cos \delta - e_q' \cdot \sin \delta) \quad (3.4.3b)$$

Semnificațiile mărimilor din SEC (3.4.2) sînt:

- U, δ - valoarea și faza tensiunii la borne față de axa sincronă;
- e_d', e_q' - componentele pe axele d, q ale t.e.m. induse în rotor;
- C_{mot}, s - cuplul rezistent al instalației antrenate, respectiv alunecarea;
- δ - unghiul între axa fazei l a rotorului și axa sincronă;
- T_{mm} - timpul de lansare a MAS și instalației antrenate;
- X_s, X_s' - reactanța proprie a statorului, respectiv cea a MAS cu rotorul blocat.

Regimul staționar normal al MAS se caracterizează prin /102/:

- alunecarea constantă $s_N = \text{const.}$;
- tensiunea la borne constantă $U_N = \text{const.}$; $\delta_N = \text{const.}$;
- puterea absorbită de MAS de la rețea constantă: $P_N = \text{const.}$; $Q_N = \text{const.}$;
- t.e.m. indusă în rotor este constantă: $\underline{E}_N' = e_{dN}' + j e_{qN}' = \text{const.}$;

Ecuațiile MAS în acest regim devin:

$$\frac{1}{T_{do}} \left(\frac{X_s}{X_s'} - 1 \right) \cdot U_N \cdot \cos \delta_N - \frac{X_s}{X_s' \cdot T_{do}} e_{dN}' + s_N \cdot e_{qN}' = 0 \quad (3.4.4a)$$

$$\frac{1}{T_{do}} \left(\frac{X_s}{X_s'} - 1 \right) \cdot U_N \cdot \sin \delta_N - \frac{X_s}{X_s' \cdot T_{do}} e_{qN}' - s_N \cdot e_{dN}' = 0 \quad (3.4.4b)$$

$$\frac{U_N}{X_s'} (e_{qN}' \cdot \cos \delta_N - e_{dN}' \cdot \sin \delta_N) - C_{motN} = 0 \quad (3.4.4c)$$

$$\delta_N = (1 - s_N) \cdot t + \delta_0 \quad (3.4.4d)$$

$$P_{motN} = \frac{U_N}{X_s'} (e_{dN}' \cdot \sin \delta_N - e_{qN}' \cdot \cos \delta_N) \quad (3.4.4e)$$

$$Q_{motN} = \frac{U_N}{X_s'} (U_N - e_{dN}' \cdot \cos \delta_N - e_{qN}' \cdot \sin \delta_N) \quad (3.4.4f)$$

Rezolvarea sistemului (3.4.4.) presupune cunoscute U_N, δ_N, P_{motN} urmînd să se parcură următoarele etape:

1. Relațiile (3.4.4a), (3.4.4b) și (3.4.4d) formează un sistem de 3 ecuații cu 3 necunoscute din rezolvarea cărora se determină e_{dN}', e_{qN}'

2. Cu relația (3.4.4f) se calculează puterea reactivă $Q_{\text{mot}N}$.

3. Din (3.4.4c) și (3.4.4e) rezultă $C_{\text{mot}N}$.

Regimul de mici perturbații pentru MAS este descris de SEC de primă aproximare obținut prin liniarizarea SEC (3.4.2) în punctul de funcționare:

$$D(\Delta e_d^i) = \frac{1}{T_{do}} \left(\frac{X_n}{X_s'} - 1 \right) \left\{ \cos \delta_N (\Delta U) - U_N \sin \delta_N (\Delta \delta) \right\} - \frac{X_n}{X_s' T_{do}} (\Delta e_d^i) + s_N (\Delta e_q^i) + e_{qN}^i (\Delta s) \quad (3.4.5a)$$

$$D(\Delta e_q^i) = \frac{1}{T_{do}} \left(\frac{X_s}{X_s'} - 1 \right) \left\{ \sin \delta_N (\Delta U) + U_N \cos \delta_N (\Delta \delta) \right\} - s_N (\Delta e_d^i) - \frac{X_s}{X_s' T_{do}} (\Delta e_q^i) - e_{dN}^i (\Delta s) \quad (3.4.5b)$$

$$D(\Delta s) = - \frac{1}{T_{mm}} \left\{ \frac{P_{\text{mot}N}}{U_N} (\Delta U) - \frac{1}{U_N} (Q_{\text{mot}N} X_s' - U_N^2) (\Delta \delta) + \frac{U_N}{X_s'} \cos \delta_N (\Delta e_d^i) + \frac{U_N}{X_s'} \sin \delta_N (\Delta e_q^i) \right\} \quad (3.4.5c)$$

Acelor relații li se mai adaugă ecuațiile pentru puteri ce vor servi la interconectarea MAS echivalent cu RE:

$$(\Delta P_{\text{mot}}) = \frac{P_{\text{mot}N}}{U_N} (\Delta U) - \frac{1}{U_N} (Q_{\text{mot}N} X_s' - U_N^2) (\Delta \delta) + \frac{U_N}{X_s'} \sin \delta_N (\Delta e_d^i) - \frac{U_N}{X_s'} \cos \delta_N (\Delta e_q^i) \quad (3.4.6a)$$

$$(\Delta Q_{\text{mot}}) = \left(\frac{Q_{\text{mot}N}}{U_N} + \frac{U_N}{X_s'} \right) (\Delta U) + P_{\text{mot}N} (\Delta \delta) - \frac{U_N}{X_s'} \cos \delta_N (\Delta e_d^i) - \frac{U_N}{X_s'} \sin \delta_N (\Delta e_q^i) \quad (3.4.6b)$$

Ecuațiile (3.4.5) pot fi scrise și sub formă matricială:

$$D \overline{\Delta x_M} = \overline{A_M} \cdot \overline{\Delta x_M} + \overline{B_{RM}} \begin{bmatrix} (\Delta \delta) \\ (\Delta U) \end{bmatrix} \quad (3.4.7a)$$

$$\overline{\Delta x_M} = [(\Delta e_d^i), (\Delta e_q^i), (\Delta s)] \quad (3.4.7b)$$

iar $\overline{A_M}$ și $\overline{B_M}$ sînt formate din coeficienții relațiilor (3.4.5). Ecuațiile (3.4.6) pot fi puse și ele sub formă matricială.

$$\begin{bmatrix} (\Delta P_{\text{mot}}) \\ (\Delta Q_{\text{mot}}) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{K_{MPX}} \\ \overline{K_{MQX}} \end{bmatrix} \overline{\Delta x_M} + \begin{bmatrix} \overline{K_{MPD}} & \overline{K_{MPU}} \\ \overline{K_{MQD}} & \overline{K_{MQU}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (\Delta \delta) \\ (\Delta U) \end{bmatrix} \quad (3.4.8)$$

Se constată că MM este format din 3 ecuații diferențiale avînd 5 variabile:

- 3 variabile de stare: $(\Delta e_d^i), (\Delta e_q^i), (\Delta s)$;

- 2 mărimi de intrare: (ΔU) și $(\Delta \delta)$ reprezentînd influența RE.

Întrucît se cunoaște variația în timp a mărimilor de intrare se poate determina comportarea MAS echivalent la mici perturbații. De observat că din

modelul MAS s-a omis ecuația (3.4.2d) care furniza unghiul δ deoarece,

aceasta nu este necesar în calcule, neintervenind în nici o relație, spre deosebire de GS unde el nu se putea omite.

3.4.2.3. Modelarea sarcinilor statice.

Se realizează cu ajutorul caracteristicilor statice în funcție de tensiune și frecvență, care reprezintă variația puterilor active și reactive la modificarea tensiunii, respectiv frecvenței /141/. Forma lor este dată de /100/:

$$\frac{P_{\text{cons}}}{P_{\text{consN}}} = G(U, f) \cdot U^2 \quad (3.4.9a)$$

$$\frac{Q_{\text{cons}}}{Q_{\text{consN}}} = B(U, f) \cdot U^2 \quad (3.4.9b)$$

În regim staționar normal sînt valabile expresiile:

$$G(U_N, f_N) \cdot U_N^2 = 1 \quad (3.4.10a)$$

$$B(U_N, f_N) \cdot U_N^2 = 1 \quad (3.4.10b)$$

Linearizarea relațiilor (3.4.10) pentru regimul de mici perturbații conduce la ecuațiile:

$$(\Delta P_{\text{cons}}) = K_{\text{CPU}} \cdot (\Delta U) + K_{\text{CPF}} \cdot (\Delta f) \quad (3.4.11a)$$

$$(\Delta Q_{\text{cons}}) = K_{\text{CQU}} \cdot (\Delta U) + K_{\text{CQF}} \cdot (\Delta f) \quad (3.4.11b)$$

cu:

$$K_{\text{CPU}} = \left\{ \frac{2}{U_N} + \left(\frac{\partial G(U, f)}{\partial U} \right)_N \cdot U_N^2 \right\} \cdot P_{\text{consN}} \quad (3.4.12a)$$

$$K_{\text{CPF}} = \left(\frac{\partial G(U, f)}{\partial \omega} \right)_N \cdot U_N^2 \cdot P_{\text{consN}} \quad (3.4.12b)$$

$$K_{\text{CQU}} = \left\{ \left(\frac{2}{U_N} + \left(\frac{\partial B(U, f)}{\partial U} \right)_N \cdot U_N^2 \right) \right\} \cdot Q_{\text{consN}} \quad (3.4.12c)$$

$$K_{\text{CQF}} = \left(\frac{\partial B(U, f)}{\partial \omega} \right)_N \cdot U_N^2 \cdot Q_{\text{consN}} \quad (3.4.12d)$$

Relativ la forma concretă a caracteristicilor statice se adoptă considerațiile și expresiile matematice expuse în /40/, /214/, acestea fiind validate în urma încercărilor realizate în SEN. Conform /40/, /214/, consumatorii complecși din țara noastră sînt clasificați în 5 categorii:

- a) Zone urbane mari cu industrie puternică (București, Craiova, etc.).
- b) Zone urbane mari cu industrie medie (Cluj, Timișoara, etc.).
- c) Zone urbane medii cu industrie puternică (Rovina, Hunedoara, etc.).
- d) Zone urbane medii cu industrie medie (Alba Iulia, Roman, etc.).
- e) Zone urbane mici cu industrie medie (Mîntînole, etc.).

Caracteristicile statice de putere corespunzătoare sînt date în tabelul 3.3.

Relațiilor (3.4.10) trebuie să li se mai adauge și ecuația diferențială care permite calculul abaterii frecvenței (Δf).

$$D(\Delta \delta) = (\Delta f) \quad (3.4.13)$$

Caracteristicile statice de putere ale consumatorilor. TABELUL 3.3.

Tip consum	$G(U, \omega)$	$P(U, \omega)$	K_{con}	K_{cor}	K_{con}	K_{cor}
			N	N	N	N
			3.	4.	5.	6.
a	$0,35 + 0,49 \frac{f_r}{U_r^2} + 0,16 \frac{f_r^3}{U_r^3}$	$0,153 + 0,792 \frac{1}{f_r}$ $-0,153 \frac{1}{U_r^2} + 0,208 \frac{f_r}{U_r^4}$	0,7	0,97	1,321	-0,431
b	$0,40 + 0,48 \frac{f_r}{U_r^2} + 0,12 \frac{f_r^3}{U_r^3}$	$0,166 + 0,798 \frac{1}{f_r}$ $-0,166 \frac{1}{U_r^2} + 0,202 \frac{f_r}{U_r^4}$	0,8	0,84	1,358	-0,430
c	$0,25 + 0,50 \frac{f_r}{U_r^2} + 0,25 \frac{f_r^3}{U_r^3}$	$0,188 + 0,713 \frac{1}{f_r}$ $-0,125 \frac{1}{U_r^2} + 0,225 \frac{f_r}{U_r^4}$	0,5	1,25	1,225	-0,363
d	$0,35 + 0,56 \frac{f_r}{U_r^2} + 0,09 \frac{f_r^3}{U_r^3}$	$0,154 + 0,793 \frac{1}{f_r}$ $-0,154 \frac{1}{U_r^2} + 0,208 \frac{f_r}{U_r^4}$	0,7	0,84	1,322	-0,431
e	$0,40 + 0,55 \frac{f_r}{U_r^2} + 0,05 \frac{f_r^3}{U_r^3}$	$0,166 + 0,798 \frac{1}{f_r}$ $-0,166 \frac{1}{U_r^2} + 0,202 \frac{f_r}{U_r^4}$	0,8	0,7	1,358	-0,430

Observații. 1. S-a considerat $U_r=1$; $f_r=1$ pentru rubricile 3,4,5,6.

2. $U_r = \frac{U}{U_N}$; $f_r = \frac{f}{f_N}$

3.5. CONSIDERAREA REȚELEI DE INTERCONEXIUNE ÎN STUDIUL STABILITĂȚII STATICE.

3.5.1. Aspecte generale privind considerarea RE de interconexiune în studiul STS.

Elementele de rețea TE, AT, LE, prin intermediul cărora se realizează interconexiunea între GS și consumatori, influențează puternic, de multe ori decisiv, funcționarea întregului SES.

Gradul de interconexiune între centralele electrice și centralele de consum ale energiei electrice este în prezent atât de

ridicat, încât se poate presupune că structura sistemului la nivel de continent, ca și la nivel de țară este continuă. O mică pendulare a unui GS se propagă sub formă de undă în întreaga RE și atingând marginile acestora se reflectă, fapt care conduce la apariția unor unde staționare a căror amplitudine în anumite puncte e posibil să capete valori primordiale pentru o bună funcționare /156/. Această viziune modernă asupra rolului RE în procesele de stabilitate confirmă importanța unei modelări corecte a elementelor supuse discuției.

În principiu, elementele de sistem ca și GS și consumatorii trebuie considerate în studiu prin SEC diferențiale ce le descriu comportarea. Însă această cale directă nu este utilizabilă la nivel de RE, datorită dimensiunilor enorme ale MM ce rezultă. Propuneri teoretice pentru abordarea sub acest mod a problemei s-au făcut în /36/, /109/, /177/, dar rezolvarea practică s-a redus la cazul simplu al RE radiale de tipul GS-TE-LE-bare de putere infinită, cu neglijarea parametrilor transversali. Calculele efectuate au demonstrat /109/ că adoptând ipoteza regimului sinusoidal și a pulsației constante în rețea pe tot parcursul evoluției fenomenelor de STS, erorile ce afectează rezultatele sînt reduse. Aceste ipoteze sînt unanim acceptate /31/, /82/, /93/, /145/, /177/, /214/, și permit reprezentarea elementelor de SEE prin impedanțe și admitanțe ce compun schemele lor echivalente pentru regimul staționar. Procedînd astfel, SEC diferențiale se transformă în SEC algebrice și simplificarea studiului este foarte importantă. Acest punct de vedere este adoptat și în lucrarea de față.

LE, TE, AT sînt elemente de RE trifazate, între faze existînd cuplaje. Poziția relativă a celor trei faze nu este absolut identică, dar prin măsuri constructive se caută o simetrizare cît mai bună a lor; în acest sens pentru LEA se practică operația de transpunere (rotire) a fazelor /14/. De aceea este o practică curentă ca în studiile de sistem să se accepte o simetrie totală, care se reflectă în egalitatea parametrilor proprii și fazelor, respectiv mutuali între faze. Prin aplicarea metodei componentelor simetrice (Fortescue) și impunînd condiția ca perturbația să afecteze simetric RE se obțin avantaje bine cunoscute /39/, /50/:

- toate fenomenele se urmăresc doar pe schema de secvență directă în care elementele de SEE intervin prin parametrii de secvență directă;
- mărimile electrice de secvență directă coincid ca valoare cu cele de pe faza R din RE reală, iar cele de pe fazele S și T vor fi defazate cu $2\pi/3$, respectiv $4\pi/3$ radiani.

O problemă deosebită o constituie cuplarea SEC al MS din SEE, în care curenții sînt raportați la sistemele de axe proprii d, q, rigid legate de rotație, cu ecuațiile RE scrise fie în componente simetrice, fie față de un sistem trifazat de axe ce se rotește cu frecvență sincronă /31/, /145/, /182/, /195/, /197/. Rezolvarea ei implică utilizarea trans

Formărilor de coordonate $a, b, 0$ în $d, q, 0$, respectiv din componente simetrice în componente $d, q, 0$. În procesul de simulare a răspunsului SEE la o perturbație, aplicarea transformărilor de coordonate se efectuează într-o serie de două etape care se parcurg pentru fiecare interval de timp ce constituie un pas de calcul: rezolvarea SEE diferențiale referitor la mărimi (în coordonate $d, q, 0$) și respectiv stabilirea circulației de curenți și puteri în RE (în componente simetrice) /14/, /31/, /42/, /58/, /32/, /93/, /145/. Însă la analiza comportării SEE pe baza VPR ale matricii de stare, folosirea directă a transformărilor de coordonate nu mai este posibilă, ceea ce determină ocolirea dificultăților pe cale analitică, prin utilizarea bilanțului de putere activă și reactivă în nodurile RE /58/, /190/. Această metodologie, utilizată și în lucrarea de față, are în plus avantajul eliminării etapei de calcul a circulației de curenți și puteri în RE. Este util să se precizeze că simplificarea menționată este posibilă numai în cazul micilor perturbații, pentru MM neliniar nemai fiind posibilă explicitarea mărimilor RE (tensiunile în noduri) în funcție de mărimile de stare.

Pentru scrierea relațiilor între tensiunile și curenții din RE se pot utiliza: metoda nodurilor, metoda buclelor sau metoda secționărilor /39/, /141/, /163/. La ora actuală cea mai răspândită dintre ele este metoda nodală având o serie de avantaje care au adus-o în prim plan: mărimile cu care se operează caracterizează pe deplin starea nodurilor, au o semnificație fizică clară; se pretează la rezolvarea tuturor problemelor legate de RE. În scopul ordonării scrierii SEC pentru tensiunile și curenții în noduri constituie o obișnuință utilizarea elementelor de topologia RE /31/, /39/, /82/, /93/, /141/, /145/, /163/, /190/. Referitor la sensurile adoptate pentru tensiunile nodale, curenții și puterile injectate în noduri este util a se preciza că ele sînt pozitive dacă vectorul lui Poynting este îndreptat spre RE (dacă se absoarbe curent sau putere din RE ca și la consumatori sensul este negativ; dacă se debitează curenți și puteri ca și la generatoare sensul este pozitiv).

3.5.2. Modelarea TE și AT.

În SEE rolul TE și AT de putere este de a interconecta elementele aflate la nivele de tensiune diferită. În raport cu numărul de înfășurări cuplate între ele se deosebesc TE cu două sau cu trei înfășurări /59/, /72/.

Ecuatiile TE de putere cu două înfășurări se vor scrie, după cum s-a precizat anterior, pentru regimul simetric sinusoidal de pulsație constantă și cu considerarea simetriei totale a fazelor. Sistemul de referință este cel al componentelor simetrice iar sensurile tensiunilor și curenților pentru ambele înfășurări se adoptă ca și la consuma-

tor (curentul defectat este pozitiv dacă înfăurarea absorbe puterea /53/,/72/:

$$\underline{U}_p = (\underline{Z}_p + \underline{Z}_m) \cdot \underline{I}_p + \frac{1}{K} \cdot \underline{Z}_m \cdot \underline{I}_s \quad (3.5.1a)$$

$$\underline{U}_s = \frac{1}{K} \cdot \underline{Z}_m \cdot \underline{I}_p + (\underline{Z}_s + \frac{1}{K^2} \underline{Z}_m) \cdot \underline{I}_s \quad (3.5.1b)$$

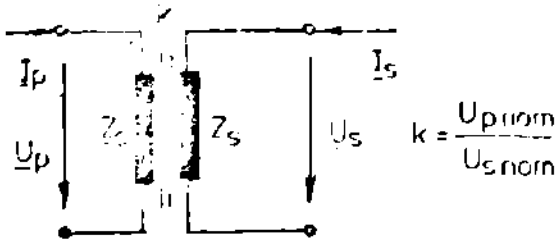


Fig.3.9. Referitoare la ecuațiile (3.5.1)

Se fac următoarele precizări:

- toate mărimile sînt exprimate în u.r.; alegerea mărimilor de bază pentru RE se realizează conform normelor bine cunoscute în literatura specialitate /39/,/141/;
- $\underline{U}_p, \underline{U}_s$ reprezintă tensiunea primară, respectiv tensiunea secundară;
- $\underline{I}_p, \underline{I}_s$ reprezintă curentul primar respectiv secundar;
- $\underline{Z}_p, \underline{Z}_s$ reprezintă impedența primarului, respectiv secundarului;
- $\underline{Z}_T = \underline{Z}_p + \underline{Z}_m$, \underline{Z}_s reprezintă impedența TE determinată la proba de sec.;
- \underline{Z}_m este impedența de magnetizare obținută din proba de mers în gol;

$$K = \frac{U_{pnom}}{U_{snom}} = \frac{U_{p.a.}}{U_{s.a.}} \cdot \frac{U_{sB}}{U_{pB}} \quad (3.5.2)$$

este raportul de transformare în u.r. (dacă tensiunile de bază coincid cu cele nominale $K=1$).

Matricial relațiile (3.5.1) se reprezintă astfel:

$$\underline{\bar{U}}_T = \underline{\bar{Z}}_T \cdot \underline{\bar{I}}_T \quad (3.5.3)$$

în care semnificația celor trei matrici rezultă imediat. Din relația (3.5.3) se obține:

$$\underline{\bar{I}}_T = \underline{\bar{Y}}_T \cdot \underline{\bar{U}}_T \quad (3.5.4)$$

în care: $\underline{\bar{Y}}_T$ este matricea de admitanță a TE și are expresia:

$$\underline{\bar{Y}}_T = \underline{\bar{Z}}_T^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{K^2 \underline{Z}_s + \underline{Z}_m}{\underline{Z}_m \cdot \underline{Z}_T} & -\frac{K}{\underline{Z}_T} \\ -\frac{K}{\underline{Z}_T} & \frac{K^2 (\underline{Z}_p + \underline{Z}_m)}{\underline{Z}_m \cdot \underline{Z}_T} \end{bmatrix} \approx \begin{bmatrix} \frac{1}{\underline{Z}_T} + \frac{1}{\underline{Z}_m} & -\frac{K}{\underline{Z}_T} \\ -\frac{K}{\underline{Z}_T} & \frac{K^2}{\underline{Z}_T} + \frac{K^2}{\underline{Z}_m} \end{bmatrix} \quad (3.5.4a)$$

S-a presupus că în u.r. $\underline{Z}_p = K^2 \cdot \underline{Z}_s \approx 0,5 \cdot \underline{Z}_T$. Se adoptă pentru TE o schemă echivalentă în TT ca în fig. 3.10. a cărei matrice de admitanță are forma:

$$\underline{\bar{Y}}_{cuadr} = \begin{bmatrix} \underline{Y}_{1t} + \underline{Y}_{2t} & -\underline{Y}_{2t} \\ -\underline{Y}_{1t} & \underline{Y}_{1t} + \underline{Y}_{2t} \end{bmatrix} \quad (3.5.5)$$

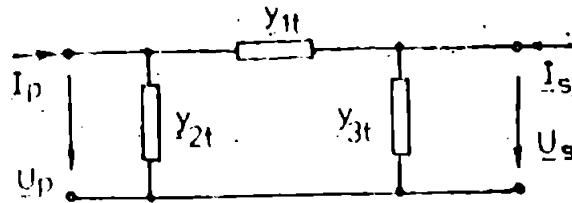


Fig. 3.10. Schema echivalentă a TE de putere cu două înfășurări.

Identificând elementele matricilor Y_T și Y_{cuadr} se obțin valorile admitanțelor din schema echivalentă:

$$Y_{1t} = \frac{K}{Z_T} \quad (3.5.6a)$$

$$Y_{2t} = \frac{1-K}{Z_T} + \frac{1}{2Z_m} \quad (3.5.6b)$$

$$Y_{3t} = \frac{K(K-1)}{Z_T} + \frac{K^2}{2Z_m} \quad (3.5.6c)$$

TE de putere din rețea sînt în general prevăzute cu reglaj de tensiune sub sarcină care se realizează prin prize. Trecerea de pe o priză pe alta se face cu ajutorul comutatorului de prize (ploturi). Raportul nou de transformare cînd comutatorul de ploturi se găsește pe priza n_p , iar valoarea unei prize este v_p % se calculează cu relația /214/:

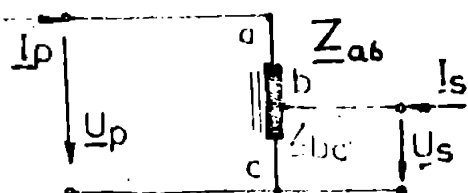
$$K_{nou} = K \left(1 + \frac{n_p \cdot v_p}{100} \right) \quad (3.5.7)$$

Prin modificarea prizelor variază în principal reactanța de scurtcircuit a TE. În caz că se cunoaște dependența variației ei față de poziția prizei, atunci în relațiile (3.5.6) impedanța TE se va calcula corespunzător și bineînțeles se va ține cont și de noul raport de transformare.

Tot ceea ce s-a prezentat pentru TE este valabil și la AT. Ecuațiile ce descriu comportarea AT trifazat coborîtor de tensiune, în aceleași ipoteze ca și la TE sînt /59/:

$$U_p = (Z_p + Z_m) \cdot I_p + \frac{1}{K} (KZ_s + Z_m) \cdot I_s \quad (3.5.8a)$$

$$U_s = \frac{1}{K} (KZ_s + Z_m) \cdot I_p + \frac{1}{K^2} (K^2 Z_s + Z_m) \cdot I_s \quad (3.5.8b)$$



$$K = \frac{U_{pnom}}{U_{snom}} > 1$$

$$Z_p = Z_{ab} + Z_{bc}$$

$$Z_s = Z_{bc}$$

Fig. 3.11. Referitoare la ecuațiile AT.

Inversând matricea de impedanță a AT se obține matricea de admitanță:

$$\bar{Y}_{AT} = \bar{Z}_{AT}^{-1} = \begin{bmatrix} Z_p + Z_m & \frac{1}{K} (KZ_s + Z_m) \\ \frac{1}{K} (KZ_s + Z_m) & K^2 Z_s + Z_m \end{bmatrix}^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{1}{Z_{AT}} + \frac{\alpha}{Z_{m1}} & -\frac{K}{Z_{AT}} \\ -\frac{K}{Z_{AT}} & \frac{K^2}{Z_{AT}} + \frac{K^2 \beta}{Z_{m1}} \end{bmatrix} \quad (3.5.9)$$

cu:

- impedanța AT: $Z_{AT} = Z_{nb} + (K-1)^2 \cdot Z_{bc}$ (3.5.9a)

- impedanța de magnetizare: $Z_{m1} = Z_m + K \cdot Z_s \approx Z_m$ (3.5.9b)

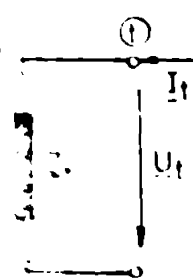
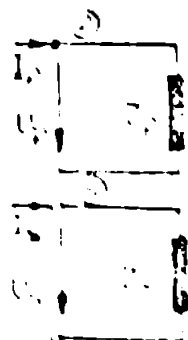
această aproximație este posibilă deoarece K la AT din SEE se situează în jur de 2 și $Z_m \gg Z_s$.

- α, β ponderi de repartizare a lui Z_{m1} ; în cazul AT din SEN de 220/110 kV sau de 400/220 kV se poate aproxima $K=2$ iar $\alpha = \beta = 0,5$.

Ecuațiile TE de putere cu trei înfășurări care pe lângă primar și secundar mai au și un terțiar, sînt scrise în ipoteza neglijării cuplajelor magnetice corespunzătoare cîmpurilor de dispersie mutuală /59%. Sînt valabile convențiile și ipotezele adoptate la TE cu două înfășurări:

$$\begin{bmatrix} U_p \\ U_s \\ U_t \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Z_p + Z_m & \frac{1}{K_s} Z_m & \frac{1}{K_t} Z_m \\ \frac{1}{K_s} Z_m & \frac{1}{K_s^2} (K_s^2 Z_s + Z_m) & \frac{1}{K_s K_t} Z_m \\ \frac{1}{K_t} Z_m & \frac{1}{K_s K_t} Z_m & \frac{1}{K_t^2} (K_t^2 Z_t + Z_m) \end{bmatrix} \begin{bmatrix} I_p \\ I_s \\ I_t \end{bmatrix} \quad (3.5.10)$$

$\underbrace{\begin{bmatrix} U_p \\ U_s \\ U_t \end{bmatrix}}_{\bar{U}_T} \quad \underbrace{\begin{bmatrix} \frac{1}{K_s^2} (K_s^2 Z_s + Z_m) & \frac{1}{K_s K_t} Z_m \\ \frac{1}{K_s K_t} Z_m & \frac{1}{K_t^2} (K_t^2 Z_t + Z_m) \end{bmatrix}}_{\bar{Z}_T} \quad \underbrace{\begin{bmatrix} I_p \\ I_s \\ I_t \end{bmatrix}}_{\bar{I}_T}$



$$K_s = \frac{U_{pnom}}{U_{snom}} \quad (3.5.11a)$$

$$K_t = \frac{U_{pnom}}{U_{tnom}} \quad (3.5.11b)$$

Fig.3.12. Referitoare la ecuațiile TE cu trei înfășurări.

Matricea de admitanță \bar{Y}_T a TE cu trei înfășurări se obține prin inversarea matricii corespunzătoare de impedanță \bar{Z}_T :

$$\underline{Y}_T = \begin{array}{|c|c|c|} \hline \frac{K_s}{Z_m} + \frac{1}{Z_{ps}} + \frac{1}{Z_{pt}} & - \frac{K_r}{Z_{ps}} & - \frac{K_t}{Z_{pt}} \\ \hline - \frac{K_s}{Z_{ps}} & \frac{\beta K_s^2}{Z_m} + \frac{K_s^2}{Z_{ps}} + \frac{K_s^2}{Z_{st}} & - \frac{K_s K_t}{Z_{st}} \\ \hline - \frac{K_t}{Z_{pt}} & - \frac{K_s K_t}{Z_{st}} & \frac{\gamma K_t^2}{Z_m} + \frac{K_t^2}{Z_{pt}} + \frac{K_t^2}{Z_{st}} \\ \hline \end{array} \quad (3.5.12)$$

cu:

$$Z_{ps} = Z_p + K_s^2 Z_{s-s} + \frac{K_s^2}{K_t^2} \frac{Z_p Z_s}{Z_t} \quad (3.5.13a)$$

$$Z_{pt} = Z_p + Z_t + \frac{K_t^2}{K_s^2} \frac{Z_p Z_t}{Z_s} \quad (3.5.13b)$$

$$Z_{st} = Z_s + Z_t + \frac{K_t^2 K_s^2}{K_s^2} \frac{Z_s Z_t}{Z_p} \quad (3.5.13c)$$

$$\alpha = \frac{1}{1 + \frac{Z_p}{K_s^2 Z_{s-s}} + \frac{Z_p}{K_t^2 Z_t}} \quad (3.5.13e)$$

$$\beta = \frac{1}{1 + \frac{K_s^2 Z_{s-s}}{Z_p} + \frac{K_s^2 Z_{s-s}}{K_t^2 Z_t}} \quad (3.5.13f)$$

$$\gamma = \frac{1}{1 + \frac{K_t^2 Z_t}{Z_p} + \frac{K_t^2 Z_t}{K_s^2 Z_s}} \quad (3.5.13g)$$

Impedanțele Z_p , Z_s , Z_t se determină din încercările în scurtcircuit ale TE cu metodologia clasică /14/, /59/. Din matricea de admitanță a transformatorului cu trei înfășurări rezultă schema sa echivalentă (fig. 3.13).

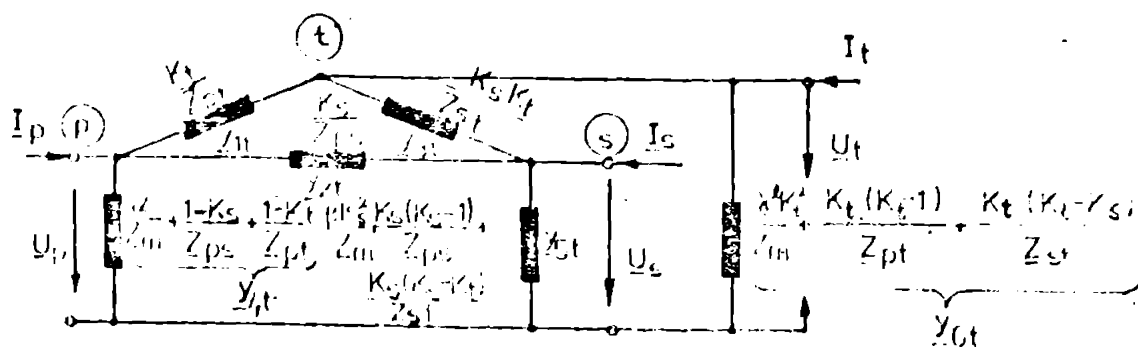


Fig. 3.13. Schema echivalentă a TE cu trei înfășurări.

Modificarea raportului de transformare se realizează cu ajutorul comutatorului de plături sub sarcină, instalat pe înfășurarea de f.t. Prin schimbarea plătului se modifică atât K_u , cât și K_t , noile rapoarte de transformare calculându-se cu formule de tipul (3.5.7). Desigur, pentru ambele rapoarte trebuie considerat același număr de prize n_p .

3.5.3. Modelarea LE de interconexiune.

În SEN interconexiunea între centrale și zonele de consum se realizează exclusiv prin intermediul LEA, aicăror parametri unitari Z_u , Y_u se calculează cu formule consacrate existente în /14/, /141/. Prin Z_u , Y_u s-au definit impedanța respectiv admitanța de secvență directă pentru 1 km de linie:

$$Z_u = R_u + j X_u \quad (3.5.14a)$$

$$Y_u = G_u + j B_u \quad (3.5.14b)$$

Pentru LE schema echivalentă utilizată cu precădere este cuadripolul din fig.3.14. /14/, /141/.

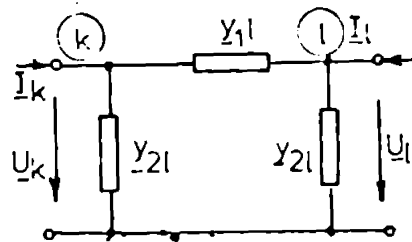


Fig.3.14. Schema echivalentă pentru LE.

Valorile admitanțelor din schemă sînt /14/, /141/:

$$Y_{1l} = \frac{1}{Z_u} \quad (3.5.15a)$$

$$Y_{2l} = K_y Y_u \quad (3.5.15b)$$

cu:

$$K_z = 1 + \frac{Z_u^2 q^2}{Z_u^2} \quad (3.5.16a)$$

$$K_y = 1 - \frac{Z_u^2 q^2}{Z_u^2} \quad (3.5.16b)$$

$$\alpha_u = \alpha_u + j \beta_u \quad (3.5.16c)$$

$$\alpha_u = 0,707 \sqrt{R_u G_u - X_u B_u + Z_u Y_u} \quad (3.5.16d)$$

$$\beta_u = 0,707 \sqrt{X_u B_u - R_u G_u + Z_u Y_u} \quad (3.5.16e)$$

Relațiile din schemă sînt valabile pentru lungimi l mai mici de 600 km, asigurînd în acest caz o eroare sub 1%, ceea ce este pe deplin multumitor pentru LE de f.t. și f.f.t. din țara noastră. Pentru LE cu lungimi $l < 250$ km se poate considera $K_z = K_y = 1$. Relațiile între curenții și tensiunile de la capetele LE pot fi scrise direct folosind matricea de admitanță nodală a cuadripolului:

$$\begin{bmatrix} I_k \\ I_l \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} Y_{1k} & Y_{2k} & -Y_{1l} \\ -Y_{1l} & Y_{1l} + Y_{2l} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} U_k \\ U_l \end{bmatrix} \quad (3.5.17)$$

3.5.4. Considerarea RE de interconexiune la studiul STS.

Cunoașterea schemelor echivalente ale LE și TE permite ca prin interconectarea lor în conformitate cu topologia RE, să se obțină schema echivalentă a acestora și pe baza ei să se stabilească ecuațiile de funcționare. Se utilizează bine cunoscuta metodă nodală la care mărimile ce caracterizează funcționarea RE sînt /39/, /141/:

- vectorul tensiunilor în noduri \bar{U}_n care conține toate tensiunile nodurilor $k = 1, \dots, NN$ $\bar{U}_k = U_k \cdot e^{j\delta_k}$;

- vectorul curenților injectați în noduri \bar{I}_n care conține curenții injectați în nodurile RE I_k , $k = 1, \dots, NN$;

- vectorul puterilor injectate în noduri \bar{S}_n care conține puterile injectate în noduri $S_k = P_{retk} + j Q_{retk}$ (P_{retk} , Q_{retk} - puterea activă respectiv reactivă injectată în nodul k).

SEC ce descrie comportarea RE este /39/, /141/:

$$\bar{I}_n = \bar{Y}_n \cdot \bar{U}_n \quad (3.5.18a)$$

$$\bar{S}_n = \bar{U}_n^* \cdot \text{conj}_k \bar{I}_n \quad (3.5.18b)$$

\bar{Y}_n este matricea de admitanță nodală ce reflectă structura topologică și caracteristicile RE și ea poate fi sintetizată direct pe baza proprietăților pe care le are /141/. Eliminînd curenții nodali din (3.5.18) se obțin expresiile puterilor injectate în nodurile RE /163/, /214/:

$$P_{ret_i} = U_i^2 \cdot G_{ii} + \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq i \\ NN}}^{NN} U_i U_k \{ G_{ik} \cdot \cos(\delta_i - \delta_k) + B_{ik} \cdot \sin(\delta_i - \delta_k) \} \quad (3.5.19a)$$

$$Q_{ret_i} = -U_i^2 \cdot B_{ii} + \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq i \\ NN}}^{NN} U_i U_k \{ G_{ik} \cdot \sin(\delta_i - \delta_k) - B_{ik} \cdot \cos(\delta_i - \delta_k) \} \quad (3.5.19b)$$

Rezolvarea regului staționar normal al RE presupune drept mărimi cunoscute /141/, /163/:

- pentru nodurile generatoare: P_{retNk} , U_{Nk} ;

- pentru nodurile consumatoare: P_{retNk} , Q_{retNk} ;

- în nodul de echilibrare a puterilor (de ex. nodul j), care joacă rolul centralei reglatoare de frecvență U_{Nj} , δ_{Nj} ; în mod obișnuit tensiunea nodului de echilibrare se alege în axa reală deci $\delta_{Nj} = 0$;

Celelalte variabile formează necunoscutele problemei. Pentru soluționarea SEC (3.5.19) s-au elaborat o serie de metode, dar cea mai competitivă s-a dovedit a fi metoda Newton-Raphson /174/ cu variantele ei sofisticate: decuplată, rapidă, ultrarapidă și combinații ale lor /141/, /163/, /174/. Această metodă s-a utilizat și în lucrarea de față și în esență ea constă în următoarele:

a) Se presupune cunoscută o soluție aproximativă a problemei; pentru simplitate ea poate fi formată din valorile nominale ale tensiunilor,

iar defazajele se iau egale cu zero.

b) Se rezolvă SEC:

$$\begin{bmatrix} \overline{\Delta P}_{ret} \\ \overline{\Delta Q}_{ret} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \left[\frac{\partial P_{ret}}{\partial \delta} \right] & \left[\frac{\partial P_{ret}}{\partial U} \right] \\ \left[\frac{\partial Q_{ret}}{\partial \delta} \right] & \left[\frac{\partial Q_{ret}}{\partial U} \right] \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{\Delta \delta} \\ \overline{\Delta U} \end{bmatrix} \quad (3.5.20)$$

în care: - membrul stîng conține abaterile puterilor injectate în noduri de la soluția exactă a problemei;

- coeficienții ecuațiilor (3.5.20) formează iacobianul SEC (3.5.19), calculat pentru soluția aproximativă;

- necunoscutele sînt abaterile tensiunilor.

c) O soluție mai exactă se obține corectînd soluția aproximativă cu abaterile calculate la pct.b). Dacă erorile de determinare sînt prea mari, se reia totul de la pct.a), dar noua soluție aproximativă inițială va fi cea determinată mai sus.

Se constată că metoda Newton-Raphson este iterativă și experiența a dovedit rapidă ei convergență dublată de o precizie bună a rezultatelor /141/, /163/, /174/. Este utilă precizarea că pentru rezolvarea SEC (3.5.20) se recomandă metoda triunghiularizării ordonate, care asigură un timp de calcul redus, avînd în vedere că iacobianul este o matrice "rară" /174/.

Ecuațiile RE de interconexiune pentru mici perturbații se obțin din liniarizarea SEC (3.5.19) în punctul de funcționare /141/, /214/:

$$(\Delta P_{ret_i}) = \sum_{k=1}^{NN} C_{RPD_{ik}} (\Delta \delta_k) + \sum_{k=1}^{NN} C_{RPU_{ik}} (\Delta U_k) \quad (3.5.21a)$$

$$(\Delta Q_{ret_i}) = \sum_{k=1}^{NN} C_{RQD_{ik}} (\Delta \delta_k) + \sum_{k=1}^{NN} C_{RQU_{ik}} (\Delta U_k) \quad (3.5.21b)$$

Calculul coeficienților SEC (3.5.21) este dat în /214/, iar aceștia reprezintă elementele iacobianului SEC (3.5.20):

$$C_{RPD_{ii}} = \left(\frac{\partial P_{ret_i}}{\partial \delta_i} \right)_N = -Q_{retN_i} - D_{ii} \cdot U_{N_i}^2 \quad (3.5.22a)$$

$$C_{RPD_{ik}} = \left(\frac{\partial P_{ret_i}}{\partial \delta_k} \right)_N = U_{N_k} \cdot C_{RQU_{ik}} \quad (3.5.22b)$$

$$C_{RPU_{ii}} = \left(\frac{\partial P_{ret_i}}{\partial U_i} \right)_N = \frac{P_{retN_i}}{U_{N_i}} + G_{ii} \cdot U_{N_i} \quad (3.5.22c)$$

$$C_{RPU_{ik}} = \left(\frac{\partial P_{ret_i}}{\partial U_k} \right)_N = U_{N_i} \left\{ G_{ik} \cos(\delta_{N_i} - \delta_{N_k}) + B_{ik} \sin(\delta_{N_i} - \delta_{N_k}) \right\} \quad (3.5.22d)$$

$$C_{RQD_{1i}} = \left(\frac{\partial Q_{ret_1}}{\partial \delta_i} \right)_N = P_{retN_1} - G_{1i} \cdot U_{N_1}^2 \quad (3.5.22e)$$

$$C_{RQD_{1k}} = \left(\frac{\partial Q_{ret_1}}{\partial \delta_k} \right)_N = -U_{N_k} \cdot C_{RPU_{1k}} \quad (3.5.22f)$$

$$C_{RQU_{1i}} = \left(\frac{\partial Q_{ret_1}}{\partial U_i} \right)_N = \frac{Q_{retN_1}}{U_{N_1}} - B_{1i} \cdot U_{N_1} \quad (3.5.22g)$$

$$C_{RQU_{1k}} = \left(\frac{\partial Q_{ret_1}}{\partial U_k} \right)_N = U_{N_i} \left\{ G_{1k} \sin(\delta_{N_1} - \delta_{N_k}) - B_{1k} \cos(\delta_{N_1} - \delta_{N_k}) \right\} \quad (3.5.22h)$$

Nodurile ES se partitioneaza in doua submultimi:

- a) Prima dintre ele contine toate nodurile la care sint conectate GS, sau consumatori de tip KAS, sau ambele, sau de tip consumatori statici.
- b) A doua contine restul nodurilor care sint caracterizate prin absenta puterii injectate sau consumate si deci:

$$(\Delta P_{retm}) = 0 \quad (3.5.23a)$$

$$(\Delta Q_{retm}) = 0 \quad (3.5.23b)$$

In aceasta situatie SEC (3.5.22) pot fi puse sub forma matriciala partitionata in care indicele a, b semnifica submultimea la care apartine nodul respectiv:

$$\begin{bmatrix} \overline{\Delta P}_{ret_a} \\ \overline{\Delta Q}_{ret_a} \\ \overline{0} \\ \overline{0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{C}_{RPD_{aa}} & \overline{C}_{RPU_{aa}} \\ \overline{C}_{RQD_{aa}} & \overline{C}_{RQU_{aa}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{\Delta \delta}_a \\ \overline{\Delta U}_a \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \overline{C}_{RPD_{ab}} & \overline{C}_{RPU_{ab}} \\ \overline{C}_{RQD_{ab}} & \overline{C}_{RQU_{ab}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{\Delta \delta}_b \\ \overline{\Delta U}_b \end{bmatrix} \quad (3.5.24a)$$

$$\begin{bmatrix} \overline{0} \\ \overline{0} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{C}_{RPD_{ba}} & \overline{C}_{RPU_{ba}} \\ \overline{C}_{RQD_{ba}} & \overline{C}_{RQU_{ba}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{\Delta \delta}_a \\ \overline{\Delta U}_a \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \overline{C}_{RPD_{bb}} & \overline{C}_{RPU_{bb}} \\ \overline{C}_{RQD_{bb}} & \overline{C}_{RQU_{bb}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{\Delta \delta}_b \\ \overline{\Delta U}_b \end{bmatrix} \quad (3.5.24b)$$

Explicittind $\overline{\Delta \delta}_b, \overline{\Delta U}_b$ din (3.5.24b) functie de $\overline{\Delta \delta}_a, \overline{\Delta U}_a$ si introducind in (3.5.24a) se obtine:

$$\begin{bmatrix} \overline{\Delta P}_{ret_a} \\ \overline{\Delta Q}_{ret_a} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{K}_{RPD} & \overline{K}_{RPU} \\ \overline{K}_{RQD} & \overline{K}_{RQU} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{\Delta \delta}_a \\ \overline{\Delta U}_a \end{bmatrix} \quad (3.5.25)$$

Se precizeaza ca:

- se va renunta in continuare la indicele "a", intelegind ca s-au retinut doar nodurile care absorb sau debiteaza putere in RE;
- operatia de reducere este posibilă, matricea coeficientilor lui $\overline{\Delta \delta}_b, \overline{\Delta U}_b$ fiind patrata si inversabila.

SEC (3.5.25) formeaza MM al RE in studiile de STS.

3.6. MODELUL MATEMATIC AL ANSAMBLULUI SISTEMULUI ELECTROENERGETIC IN STUDIUL STABILITĂȚII STATICE.

3.6.1. Alinierea MM de ansamblu pentru SEC în studiul STE.

3.6.1.1. SEC pentru un nod "i" aflat în zona de interes

curpinde următoarele ecuații:

a) Ale CC și reglajelor aferente, ca rezultat al cuplării relațiilor (2.4.24a), (3.2.17), (3.3.12):

$$D \begin{bmatrix} \overline{\Delta x_{Gi}} \\ (\Delta u_{E1}) \\ (\Delta e_1) \\ (\Delta \varepsilon_{21}) \\ (\Delta C_{mi}) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{A_{Gi}} & \begin{bmatrix} \overline{B_{EG1}} & 0 \end{bmatrix} & \begin{bmatrix} 0 & \overline{B_{CCi}} \end{bmatrix} \\ & \overline{A_{E1}} & \\ & & \overline{A_{V1}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{\Delta x_{Gi}} \\ (\Delta u_{E1}) \\ (\Delta e_1) \\ (\Delta \varepsilon_{21}) \\ (\Delta C_{mi}) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \overline{B_{RG1}} & & \\ \overline{B_{RE1}} & \overline{B_{EE1}} & \\ \overline{B_{RV1}} & & \overline{B_{VV1}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (\Delta \delta_1) \\ (\Delta U_1) \\ (\Delta U_{mi}) \\ (\Delta \omega_{mi}) \\ (\Delta v_{mi}) \end{bmatrix} \quad (3.6.1a)$$

b) SEC diferențiale ale echivalentului MAS, relațiile (3.4.7):

$$D \overline{\Delta x_{M1}} = \overline{A_{M1}} \overline{\Delta x_{M1}} + \overline{B_{EM1}} \begin{bmatrix} (\Delta \delta_1) \\ (\Delta U_1) \end{bmatrix} \quad (3.6.1b)$$

c) Ecuația diferențială pentru determinarea abaterii frecvenței la cunoscutorul static:

$$D(\Delta \delta_1) = (\Delta f_1) \quad (3.6.1c)$$

d) Ecuațiile de bilanț al puterilor activă și reactivă:

$$(\Delta P_{geni}) - (\Delta P_{moti}) - (\Delta P_{coni}) - (\Delta P_{reti}) = 0 \quad (3.6.2a)$$

$$(\Delta Q_{geni}) - (\Delta Q_{moti}) - (\Delta Q_{coni}) - (\Delta Q_{reti}) = 0 \quad (3.6.2b)$$

Ținând cont de posibilitatea scrierii matriciale a relațiilor (3.4.8_a), (3.4.11) și (3.5.25) rezultă ecuațiile:

$$\overline{K_{GFX}_i} \begin{bmatrix} \overline{\Delta x_{Gi}} \\ (\Delta \delta_1) \\ (\Delta U_1) \end{bmatrix} - \overline{K_{MPX}_i} \overline{\Delta x_{M1}} - K_{MPD_1} (\Delta \delta_1) - K_{MPU_1} (\Delta U_1) - K_{CPU_1} (\Delta U_1) - K_{CFI_1} (\Delta f_1) - \sum_{k=1}^{NI} \{ K_{RPD_{1k}} (\Delta \delta_k) + K_{RPU_{1k}} (\Delta U_k) \} - \sum_{j=NI+1}^{NF} \{ K_{RPD_{1j}} (\Delta \delta_j) + K_{RPU_{1j}} (\Delta U_j) \} = 0 \quad (3.6.1d)$$

$$\overline{K_{GQX}_i} \begin{bmatrix} \overline{\Delta x_{Gi}} \\ (\Delta \delta_1) \\ (\Delta U_1) \end{bmatrix} - \overline{K_{MQX}_i} \overline{\Delta x_{M1}} - K_{MQD_1} (\Delta \delta_1) - K_{MQU_1} (\Delta U_1) - K_{CQU_1} (\Delta U_1) - K_{CQR_1} (\Delta f_1) - \sum_{k=1}^{NI} \{ K_{RQD_{1k}} (\Delta \delta_k) + K_{RQU_{1k}} (\Delta U_k) \} - \sum_{j=NI+1}^{NN} \{ K_{RQD_{1j}} (\Delta \delta_j) + K_{RQU_{1j}} (\Delta U_j) \} = 0$$

$$(3.6.1e)$$

Se acceptă că primele NI noduri aparțin zonei de interes în care apare perturbația, restul de noduri NE fiind în exteriorul ei (NE=NN-NI). Pentru nodurile consumatoare se vor omite ecuațiile (3.6.1a) și termenii aferenți abaterilor $(\Delta P_{geni}), (\Delta Q_{geni})$ din (3.6.1d), (3.6.1e). Pentru nodurile generatoare la care lipsesc consumatorii, din ecuațiile (3.6.1) vor dispărea relațiile (3.6.1b), (3.6.1c) respectiv termenii aferenți abaterilor $(\Delta P_{moti}), (\Delta P_{consi}), (\Delta Q_{moti}), (\Delta Q_{consi})$ din (3.6.1d) și (3.6.1e).

3.6.1.2. Ecuațiile pentru un nod "m" aflat în exteriorul zonei de interes

Aceste ecuații se formează prin grăparea următoarelor tipuri de relații:

a) SEC ale GS și reglajelor aferente ca rezultat al cuplării relațiilor (2.7.6), (3.2.18), (3.3.1):

$$\begin{bmatrix} \overline{\Delta x_{gm}} \\ (\Delta u_{Em}) \\ (\Delta e_m) \\ (\Delta \varepsilon_{2m}) \\ (\Delta C_{mm}) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \overline{A_{gm}} & \overline{B_{egm}} & \overline{0} \\ & \overline{A_{em}} & \\ & & \overline{A_{vm}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \overline{\Delta x_{gm}} \\ (\Delta u_{Em}) \\ (\Delta e_m) \\ (\Delta \varepsilon_{2m}) \\ (\Delta C_{mm}) \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \overline{B_{rgm}} & & \\ \overline{B_{rem}} & \overline{B_{eem}} & \\ \overline{B_{rvm}} & & \overline{B_{vvm}} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} (\Delta \delta_m) \\ (\Delta U_m) \\ (\Delta U_{refm}) \\ (\Delta U_{refm}) \\ (\Delta v_{refm}) \end{bmatrix} \quad (3.6.3a)$$

b) Consumatorul se va include doar prin caracteristicile statice.

c) Ecuațiile de bilanț al puterilor activă și reactivă referitoare la nodul "m":

$$(\Delta P_{genm}) - (\Delta P_{consm}) - (\Delta P_{retm}) = 0 \quad (3.6.4a)$$

$$(\Delta Q_{genm}) - (\Delta Q_{consm}) - (\Delta Q_{retm}) = 0 \quad (3.6.4b)$$

Ținând cont de relațiile (3.4.11), (3.5.25) se obține:

$$\overline{K_{\varepsilon PK_m}} \begin{bmatrix} \overline{\Delta x_{gm}} \\ (\Delta \delta_m) \\ (\Delta U_m) \end{bmatrix} - \overline{K_{CPU_m}} (\Delta U_m) - \sum_{k=1}^{NI} \left\{ \overline{K_{RPD_{mk}}} (\Delta \delta_k) + \overline{K_{RPU_{mk}}} (\Delta U_k) \right\} - \sum_{j=NI+1}^{NN} \left\{ \overline{K_{RPD_{mj}}} (\Delta \delta_j) + \overline{K_{RPU_{mj}}} (\Delta U_j) \right\} = 0 \quad (3.6.3b)$$

$$\overline{K_{\varepsilon QK_m}} \begin{bmatrix} \overline{\Delta x_{gm}} \\ (\Delta \delta_m) \\ (\Delta U_m) \end{bmatrix} - \overline{K_{CQU_m}} (\Delta U_m) - \sum_{k=1}^{NI} \left\{ \overline{K_{RQD_{mk}}} (\Delta \delta_k) + \overline{K_{RQU_{mk}}} (\Delta U_k) \right\} - \sum_{j=NI+1}^{NN} \left\{ \overline{K_{RQD_{mj}}} (\Delta \delta_j) + \overline{K_{RQU_{mj}}} (\Delta U_j) \right\} = 0 \quad (3.6.3c)$$

Similar cu nodurile din zona de interes, în cazul nodurilor consumatoare se vor fi omise ecuațiile (3.6.3a) și termenii aferenți (ΔP_{genm}) ,

(ΔQ_{consum}) din (3.6.3b) și (3.6.3c); pentru nodurile fără consumatori se omit termenii corespunzători lui $(\Delta P_{consum}), (\Delta Q_{consum})$ din ecuațiile de bilanț al puterii (3.6.3b), (3.6.3c).

3.6.1.3. Rearanjarea sistemului de ecuații.

Rearanjarea SEE obținut prin alăturarea relațiilor (3.6.1) pentru toate nodurile din zona de interes și a relațiilor (3.6.3) pentru toate nodurile din exterior, are drept scop o sistematizare a MM general, facilitând mult utilizarea sa. În acest scop se are în vedere gruparea variabilelor și respectiv a ecuațiilor după natura lor. În acest sens, de exemplu prin $\bar{\Psi}_d$ se înțelege un vector care grupează toate variabilele Ψ_{di} ale GS din zona de interes, iar prin \bar{E}'_q se definește vectorul care grupează variabilele E'_{iq} ale GS din exterior. Spre a deosebi mărimile care au același simbol în ambele zone, cele din exterior vor fi marcate cu "˜" (tilda). De exemplu \bar{U} reprezintă vectorul ce conține modulele tensiunilor nodurilor din zona de interes, pe când \tilde{U} se referă tot la modulele tensiunilor nodurilor, dar din zona exterioară.

După reordonarea variabilelor și a ecuațiilor se obține MM (3.6.5) care descrie complet comportarea SEE în regim de mici perturbații, în ipotezele considerate. Referitor la structura ecuațiilor (3.6.5) se fac următoarele precizări:

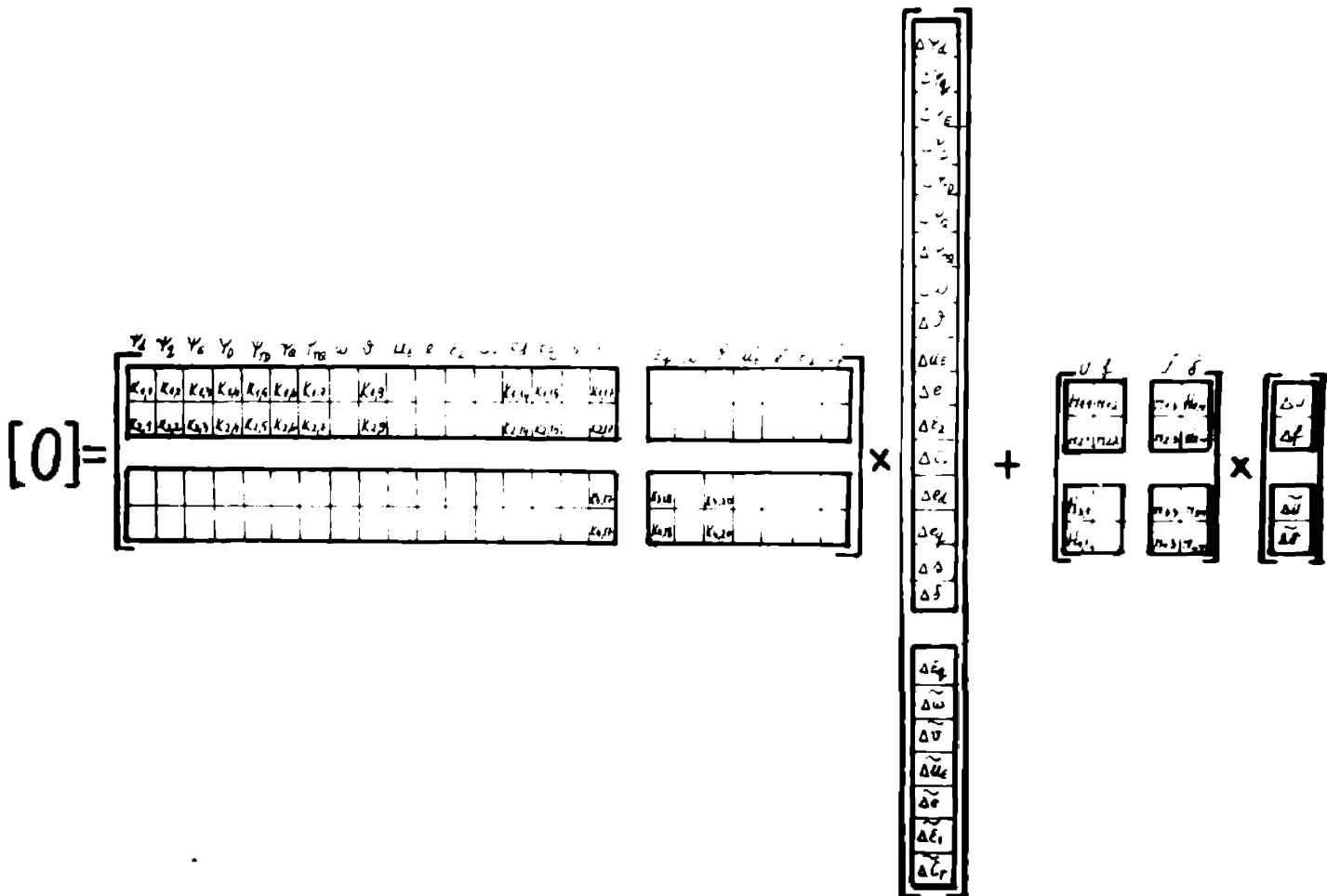
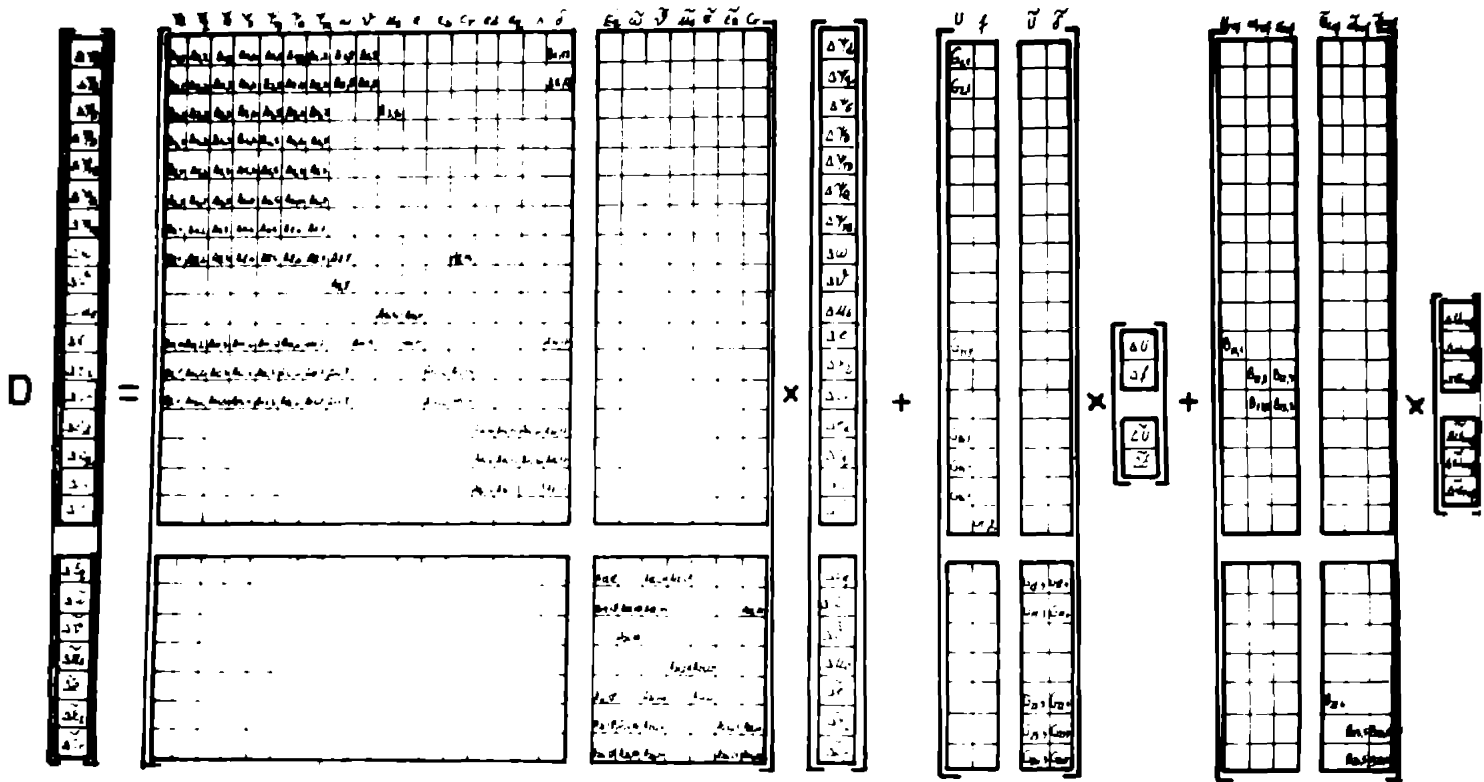
- Submatricile $\bar{A}_{ij}, \bar{B}_{ij}, \bar{G}_{ij}, \bar{K}_{ij}$, cu excepția \bar{K}_{117} și \bar{H}_{12} sînt diagonale; expresiile elementelor lor componente sînt date în detaliu în /214/.
- Submatricile $\bar{K}_{117}, \bar{H}_{ij}$, conțin elementele iacobianului RE și coeficienți dați de caracteristicile statice ale consumatorilor; expresiile elementelor lor componente se găsesc în /214/.
- Relațiile (3.6.5) pot fi scrise prescurtat astfel:

$$\begin{bmatrix} \bar{x} \\ \tilde{x} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{A} & \bar{O} \\ \bar{O} & \tilde{A} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{x} \\ \tilde{x} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \bar{G} & \bar{O} \\ \bar{O} & \tilde{G} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{y} \\ \tilde{y} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \bar{B} & \bar{O} \\ \bar{O} & \tilde{B} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{u} \\ \tilde{u} \end{bmatrix} \quad (3.6.6a)$$

$$\begin{bmatrix} \bar{K} & \bar{O} \\ \tilde{K}_a & \tilde{K}_b \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{x} \\ \tilde{x} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \bar{H}_a & \bar{H}_b \\ \tilde{H}_a & \tilde{H}_b \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{y} \\ \tilde{y} \end{bmatrix} = \bar{O} \quad (3.6.6b)$$

- \bar{x} - vectorul mărimilor de stare pentru zona de interes a SEE;
- \tilde{x} - vectorul mărimilor de stare pentru zona exterioară a SEE;
- \bar{y} - vectorul mărimilor de ieșire pentru zona de interes a SEE;
- \tilde{y} - vectorul mărimilor de ieșire pentru zona exterioară a SEE;
- \bar{u} - vectorul mărimilor de comandă pentru zona de interes a SEE;
- \tilde{u} - vectorul mărimilor de comandă pentru zona exterioară SEE.

Diagrama ansamblului SEE în studiul ST3:



3.6.1.4. Rezolvarea MM sub forma intrarandamentare-iesire

presupunem aducerea ecuațiilor (3.6.6) la forma:

$$D \bar{x} = \bar{a} \bar{x} + \bar{b} \bar{u} \quad (3.6.7a)$$

$$\bar{y} = \bar{c} \bar{x} \quad (3.6.7b)$$

Se constată cu ușurință că există următoarele relații:

$$\bar{a} = \begin{bmatrix} \bar{A} & \bar{O} \\ \bar{O} & \bar{A} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \bar{G} & \bar{O} \\ \bar{O} & \bar{G} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{H}_a & \bar{H}_b \\ \bar{H}_a & \bar{H}_b \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \bar{K} & \bar{O} \\ \bar{K}_a & \bar{K}_b \end{bmatrix} \quad (3.6.8a)$$

$$\bar{b} = \begin{bmatrix} \bar{B} & \bar{O} \\ \bar{O} & \bar{B} \end{bmatrix} \quad (3.6.8b)$$

$$\bar{c} = - \begin{bmatrix} \bar{H}_a & \bar{H}_b \\ \bar{H}_a & \bar{H}_b \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \bar{K} & \bar{O} \\ \bar{K}_a & \bar{K}_b \end{bmatrix} \quad (3.6.8c)$$

Matricea \bar{H} este în general inversabilă avînd o formă pătrată.

3.6.2. Probleme speciale privind MM al SEE.

3.6.2.1. Echivalarea zonei exterioare a SEE.

Pentru întocmirea unui echivalent al zonei exterioare se aduce SEC (3.6.6) la o formă convenabilă prin eliminarea mărimilor de ieșire ale zonei exterioare:

$$\bar{y} = - \bar{H}_b^{-1} \bar{K}_a \bar{x} - \bar{H}_b^{-1} \bar{H}_a \bar{y} - \bar{H}_b^{-1} \bar{K}_b \bar{x} \quad (3.6.9)$$

Deci (3.6.6) devine:

$$D \bar{x} = \bar{A} \bar{x} + \bar{G} \bar{y} + \bar{B} \bar{u} \quad (3.6.10a)$$

$$D \bar{x} = \{ \bar{A} - \bar{G} \bar{H}_b^{-1} \bar{K}_b \} \bar{x} - \bar{G} \bar{H}_b^{-1} \bar{K}_a \bar{x} - \bar{G} \bar{H}_b^{-1} \bar{H}_a \bar{y} + \bar{B} \bar{u} \quad (3.6.10b)$$

$$\{ \bar{K} - \bar{H}_b \bar{H}_b^{-1} \bar{K}_a \} \bar{x} + \{ \bar{H}_a - \bar{H}_b \bar{H}_b^{-1} \bar{H}_a \} \bar{y} - \bar{H}_b \bar{H}_b^{-1} \bar{K}_b \bar{x} = \bar{O} \quad (3.6.10c)$$

Notînd cu:

$$\tilde{A}_1 = \bar{A} - \bar{G} \bar{H}_b^{-1} \bar{K}_b \quad (3.6.11a)$$

$$\tilde{G}_x = - \bar{G} \bar{H}_b^{-1} \bar{K}_a \quad (3.6.11b)$$

$$\tilde{G}_y = - \bar{G} \bar{H}_b^{-1} \bar{H}_a \quad (3.6.11c)$$

$$\bar{K}_x = \bar{K} - \bar{H}_b \bar{H}_b^{-1} \bar{K}_a \quad (3.6.11d)$$

$$\bar{K}_y = \bar{H}_a - \bar{H}_b \bar{H}_b^{-1} \bar{H}_a \quad (3.6.11e)$$

$$\tilde{K}_x = - \bar{H}_b \bar{H}_b^{-1} \bar{K}_b \quad (3.6.11f)$$

Rezultă pentru (3.6.10) forma:

$$D \bar{x} = \tilde{A}_1 \bar{x} + \tilde{G}_x \bar{y} + \tilde{G}_y \bar{y} + \bar{B} \bar{u} \quad (3.6.12a)$$

$$D \bar{x} = \tilde{A}_1 \bar{x} + \tilde{G}_x \bar{y} + \tilde{G}_y \bar{y} + \bar{B} \bar{u}; \bar{K}_x \bar{x} + \bar{K}_y \bar{y} + \tilde{K}_x \bar{x} = \bar{O} \quad (3.6.12b)$$

$$\bar{K}_x \bar{x} + \bar{K}_y \bar{y} + \tilde{K}_x \tilde{x} = \bar{0} \quad (3.6.12a)$$

Ecuatiile (3.6.12) reflectă următoarele aspecte:

- a) Cele două zone în care a fost separat SEB, zona de interes în studiu, respectiv zona exterioară ce cuprinde restul RE formează două subsisteme energetice; comportarea primului dintre ele este dată de ecuațiile (3.6.12a) iar a celui de-al doilea de ecuațiile (3.6.12b).
- b) Legătura dintre subsisteme se realizează:
- prin intermediul relației (3.6.12c);
 - cu ajutorul mărimilor de stare \bar{x} și ieșire \bar{y} ale primului subsistem care constituie mărimi de intrare pentru cel de-al doilea;
- c) Desfacerea legăturii dintre subsisteme conduce la următoarele relații:

$$\tilde{K}_a = \bar{0} ; \bar{H}_b = \bar{0} ; \tilde{H}_a = \bar{0} ; \quad (3.6.13)$$

de unde rezultă:

$$\tilde{G}_x = \bar{0} ; \tilde{G}_y = \bar{0} ; \bar{K}_x = \bar{K} ; \bar{K}_y = \bar{H}_a ; \tilde{K}_x = \bar{0} ; \quad (3.6.14)$$

și prin urmare comportarea zonei de interes va fi descrisă de (3.6.12a) și (3.6.12c), iar a zonei exterioare de (3.6.12b), între mărimile corespunzătoare celor două zone diferite nemaieexistând nici o legătură.

Intocmirea unui echivalent pentru zona exterioară presupune micșorarea numărului de mărimi de stare aferente și deci a numărului de ecuații (3.6.12b) astfel încât comportarea de ansamblu a EM redus să fie cât mai apropiată de cea a originalului. Una din căile posibile de urmat o constituie neglijarea VPR ale originalului, foarte mari în valoare absolută și reținerea numai a VPR dominante a căror valoare nu este prea mare. Această metodă este justificată de faptul că VPR eliminate au o contribuție importantă la răspunsul în timp al SEB numai în primele momente, pe când VPR reținute sînt esențiale pe întreg parcursul procesului tranzitoriu și determină de fapt tipul de răspuns al acestuia /46/, /47/.

Tehnica de reducere a SEC original a fost prezentată pentru prima oară de E.J. Davison /46/. Ecuatiile simplificate care rezultă în urma reducerii aproximează exact pe cele originale în sensul că:

- se rețin primele q VPR ale ecuațiilor originale;
- VPR reținute sînt excitate în aceeași proporție ca și cele originale pentru o mărime de intrare dată.

Este important de subliniat că /46/:

- numărul de VPR reținut depinde de fiecare situație în parte: cum sînt localizate ele în planul complex, cât de precisă se dorește echivalarea, etc.;
- pentru a se aprecia calitatea EM redus este necesară compararea răs-

peșanului în timp al acestuia cu al originalului, pe baza unui indice de calitate, care se alege de obicei de tip integral și care să țină seama de abaterea medie pătratică între valorile momentane, respectiv cele staționare.

Aplicând metoda descrisă în /46/SEC (3.6.12b) rezultă:

$$D \hat{x}^{\pi} = \hat{A}^{\pi} \hat{x}^{\pi} + \hat{G}^{\pi} \bar{x} + \hat{G}^{\pi} \bar{y} + \hat{B}^{\pi} \bar{u} \quad (3.6.15)$$

iar pentru (3.6.13c) rezultă:

$$\bar{K}_x \bar{x} + \bar{K}_y \bar{y} + \tilde{K}_x^{\pi} \hat{x}^{\pi} = 0 \quad (3.6.16)$$

în care:

$$\tilde{K}_x^{\pi} = \tilde{K}_x \tilde{T}^{\pi} \quad (3.6.17)$$

Cu π^{π} s-au notat matricile, respectiv vectorii afectați de reducere, iar \tilde{T}^{π} are semnificația matricii de transformare de la variabilele sistemului redus la variabilele sistemului original. În final SEC poate fi scris concentrat astfel:

$$D \begin{bmatrix} \bar{x} \\ \hat{x}^{\pi} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{A} & \bar{O} \\ \tilde{G}_x^{\pi} & \tilde{A}^{\pi} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{x} \\ \hat{x}^{\pi} \end{bmatrix} + \begin{bmatrix} \bar{G} \\ \tilde{G}_y^{\pi} \end{bmatrix} \bar{y} + \begin{bmatrix} \bar{B} & \bar{O} \\ \bar{O} & \tilde{B}^{\pi} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{u} \\ \hat{u} \end{bmatrix} \quad (3.6.18a)$$

$$\bar{K}_x \bar{x} + \bar{K}_y \bar{y} + \tilde{K}_x^{\pi} \hat{x}^{\pi} = 0 \quad (3.6.18b)$$

SEC (3.6.13) poate fi adus la forma:

$$D \bar{x}^{\pi} = \bar{a}^{\pi} \bar{x}^{\pi} + \bar{b}^{\pi} \bar{u} \quad (3.6.19a)$$

$$\bar{y} = \bar{c}^{\pi} \bar{x}^{\pi} \quad (3.6.19b)$$

cu:

$$\bar{x}^{\pi} = \begin{bmatrix} \bar{x} \\ \hat{x}^{\pi} \end{bmatrix} \quad (3.6.20a)$$

$$\bar{a}^{\pi} = \begin{bmatrix} \bar{A} - \bar{G} \bar{K}_y^{-1} \bar{K}_x & -\bar{G} \bar{K}_y^{-1} \tilde{K}_x^{\pi} \\ \tilde{G}_x^{\pi} - \tilde{G}_y^{\pi} \bar{K}_y^{-1} \tilde{K}_x^{\pi} & \tilde{A}^{\pi} - \tilde{G}_y^{\pi} \bar{K}_y^{-1} \tilde{K}_x^{\pi} \end{bmatrix} \quad (3.6.20b)$$

$$\bar{b}^{\pi} = \begin{bmatrix} \bar{B} & \bar{O} \\ \bar{O} & \tilde{B}^{\pi} \end{bmatrix} \quad (3.6.20c)$$

$$\bar{c}^{\pi} = \bar{K}^{-1} \begin{bmatrix} \bar{K}_x & \tilde{K}_x^{\pi} \end{bmatrix} \quad (3.6.20d)$$

Referitor la echivalentul propus se aduc următoarele precizări:

- Calcululele pentru realizarea lui sînt foarte laborioase deoarece:
 - se necesită determinarea tuturor VPR și a VECP aferenți;
 - trebuie inversată matricea formată cu VECP, care în principiu este o matrice complexă;
 - sînt necesare multe înmulțiri cu matrici de mari dimensiuni.
- Modificarea regimului în subsistemul exterior atrage automat schimbarea echivalentului acestuia, cu refacerea totală a calcululelor.

c) Modificarea mărimilor electrice ale nodurilor din zona de interes, limitrofe cu exteriorul, necesită refacerea parțială a echivalentului (calculul matricilor \tilde{G}_x^N , \tilde{G}_y^N) cu un efort de calcul mai redus ca și în cazul precedent (nu se mai recalculează VPR și VPCP și nici nu se mai inversează matricea de transformare).

d) Intocmirea echivalentului este justificată în special la studiul reglajelor GS din zona de interes; el poate fi utilizat cu succes și pentru analiza unor regimuri de funcționare, dar care să nu afecteze nodurile limitrofe și nici zona exterioară.

e) Referitor la numărul de VPR dominante ce trebuie reținute ca și al variabilelor care rămân în MM redus se pot face următoarele recomandări bazate pe considerente fenomenologice:

1. O primă treaptă de reducere ar consta în reținerea a 2.NE VPR din cele 7.NE existente, și corespunzător în măsura posibilului a variabilelor ($\Delta E'_q$) și ($\Delta \psi$). În acest fel fiecărui nod i se păstrează două mărimi de natură fizică diferită, ce pot caracteriza satisfăcător comportarea acestuia: t.e.m. E'_q și unghiul ei față de axa de referință, ceea ce ar corespunde fizic la câte o MS echivalentă pentru fiecare nod. Un alt avantaj constă în faptul că $\tilde{K}_x^N = \tilde{K}_x$ și nu mai este necesar a se calcula.

2. Dacă numărul nodurilor limitrofe pentru zona exterioară este NLE (în general $NLE < NE$), atunci se pot reține 2.NLE VPR dominante, iar ca variabile se vor considera ($\Delta E'_q$) și ($\Delta \psi$) corespunzătoare nodurilor limitrofe (dacă este posibil). Fizic acest fapt semnifică că fiecare legătură cu exteriorul a zonei de interes se realizează cu câte o MS echivalentă caracterizată printr-o t.e.m. și un unghi de defazaj, a cărei comportare este dictată de proprietățile de ansamblu ale subsistemului echivalat. În acest caz dimensiunea echivalentului zonei exterioare este în general mult mai mică ca și în cazul precedent, însă comportarea sa față de original în primele momente după apariția perturbației poate fi mai puțin fidelă.

3) La întocmirea oricărui echivalent apare dilema: Ce este mai corect: să se utilizeze un MM detaliat și complex care apoi să se echivaleze, sau să se folosească de la început ipoteze simplificatoare puternice care să conducă la un MM simplu? Evident alternativa a doua pare mai atrăgătoare datorită volumului mai mic de calcule, dar nu este cert că evitarea unor calcule laborioase nu va conduce la erori mari. În orice caz problema pusă merită toată atenția și experiența redusă de obținere a unor echivalenți este un impediment la alegerea soluției optime /4/.

3.6.2.2. Centrul de inerție al rotoarelor GS din SEP.

Coordonata generalizată care definește poziția rotorului la

al i-lea GS este unghiul ϑ_{r_i} dintre axa d_i atașată acestuia și axa d_0 referință a întregului sistem care se rotește în permanență cu turația sincronă (notată cu d_0). Cele N rotoare ale GS cuplate la RE formează un sistem de corpuri ce se găsesc în interacțiune și acestuia i se poate defini un centru de inerție, față de care suma impulsurilor generalizate corespunzătoare se anulează /106/, /113/, /171/. Expresia coordonatei generalizate a centrului de inerție are forma:

$$\vartheta_{rCI} = \frac{\sum_{i=1}^N T_{m_i} \vartheta_{r_i}}{T_{mCI}} = \sum_{i=1}^N k_{m_i} \vartheta_{r_i} \quad (3.6.21)$$

în care T_{mCI} reprezintă constanta mecanică de timp în u.r. a tuturor rotoarelor:

$$T_{mCI} = \sum_{i=1}^N T_{m_i} \quad (3.6.22a)$$

iar k_{m_i} ponderea inerției rotorului "i" în inerția ansamblului:

$$k_{m_i} = \frac{T_{m_i}}{T_{mCI}} < 1 \quad (3.6.22b)$$

În acest fel mișcarea tuturor rotoarelor poate fi studiată ca fiind compusă din:

1. Mișcarea centrului de inerție caracterizată prin unghiul ϑ_{rCI} , viteza unghiulară $\omega_{rCI} = D \vartheta_{rCI}$ și accelerația $a_{rCI} = D \omega_{rCI}$, raportate față de axa d_0 . Viteza unghiulară ω_{rCI} , definește frecvența medie a tuturor GS $f_{med} = \omega_{rCI} / 2\pi$.

2. Mișcarea dintre rotoare și centrul de inerție caracterizată prin:

- unghiul: $\vartheta_{Ri} = \vartheta_{r_i} - \vartheta_{rCI} \quad (3.6.23a)$

- viteza unghiulară: $\omega_{Ri} = \omega_{r_i} - \omega_{rCI} \quad (3.6.23b)$

- accelerația unghiulară: $a_{Ri} = a_{r_i} - a_{rCI} \quad (3.6.23c)$

Mișcarea relativă dintre rotoare și centrul de inerție are proprietatea remarcabilă ca fiecare sumă ponderată prin k_{m_i} a mărimilor ϑ_{Ri} , ω_{Ri} , a_{Ri} să se anuleze în orice moment:

$$\sum_{i=1}^N k_{m_i} \vartheta_{Ri} = \sum_{i=1}^N k_{m_i} (\vartheta_{r_i} - \vartheta_{rCI}) = \sum_{i=1}^N k_{m_i} \vartheta_{r_i} - \vartheta_{rCI} \sum_{i=1}^N k_{m_i} = 0 \quad (3.6.24a)$$

similar se demonstrează că:

$$\sum_{i=1}^N k_{m_i} \omega_{Ri} = 0 \quad (3.6.24b)$$

$$\sum_{i=1}^N k_{m_i} a_{Ri} = 0 \quad (3.6.24c)$$

egalitatea cu zero rezultă din (3.6.21) și din faptul că $\sum_{i=1}^N k_{m_i} = 1$. Transformarea de variabile definită de (3.6.23), (3.6.21) și (3.6.22) prezintă o importanță deosebită în studiile de stabilitate unde interesează în primul rând mișcarea dintre rotoare care trebuie să rămână în sincronism, chiar dacă f_{med} diferă față de frecvența sincronă.

Dacă mișcarea fiecărui rotor se exprimă printr-o ecuație de tipul:

$$T_{mi} \cdot D \omega_{ri} = C_{mi} + C_{elmi} \quad (3.6.25)$$

atunci cea a centrului de inerție corespunde ecuațiilor /113/, /171/;

$$T_{mCI} \cdot D \omega_{rCI} = \sum_{i=1}^N C_{mi} + \sum_{i=1}^N C_{elmi} \quad (3.6.26a)$$

$$D \psi_{rCI} = \omega_{rCI} \quad (3.6.26b)$$

Prin aplicarea transformării (3.6.23) în locul celor 2N variabile ψ_{ri} , ω_{ri} vor apărea 2N+2 variabile ψ_{Ri} , ω_{Ri} , ψ_{rCI} , ω_{rCI} , de aceea ecuațiilor inițiale li se mai atașează și ecuațiile (3.6.26).

La analiza STS se mai obișnuiește să se reprezinte unghiurile și vitezele unghiulare față de axa d_k a GS "k" din RE și nu față de centrul de inerție. În această situație se recurge la transformarea de variabilă:

$$\psi_{Rik} = \psi_{Ri} - \psi_{Rk} = \psi_{ri} - \psi_{rk} \quad (3.6.27a)$$

$$\psi_{Rkk} = 0 \quad (3.6.27b)$$

Mișcarea tuturor GS față de axa sincronă se va caracteriza prin unghiul:

$$\psi_{rk} = \psi_{Rk} + \psi_{rCI} \quad (3.6.27c)$$

Transformarea (3.6.23) se preferă a se utiliza la simularea răspunsului în timp al SEE, pe când cea dată de (3.6.27) în cazul analizei STS pe baza VPR.

ASPECTE MATEMATICE ALE STUDIULUI STABILITĂȚII STATICE A GENERATOARELOR
SINCRONE INTERCONECTATE

4.1. INTRODUCERE

Studiul STS a GS interconectate se realizează utilizând MK dat de ecuațiile (3.6.7), respectiv în cazul utilizării echivalentului dat de (3.6.19) de forma:

$$D \bar{x}(t) = \bar{A} \bar{x}(t) + \bar{B} \bar{u}(t) \quad (4.1.1)$$

în care: $\bar{x}(t)$ - vectorul mărimilor de stare cu dimensiunea N;
 \bar{A} - matricea de stare cu dimensiunea NxN;
 \bar{B} - matricea de intrare cu dimensiunea NxL;
 $\bar{u}(t)$ - vectorul mărimilor de intrare cu dimensiunea L.

Metodele matematice cu care se abordează studiul SEC diferențiale liniare cu coeficienți constanți (4.1.1) sînt bine studiate și nu prezintă dificultăți de principiu. Aplicarea lor practică la SEE complexe este însă foarte anevoioasă ca urmare a dimensiunilor mari ale MK: de exemplu în cazul funcționării a 50 GS reprezentate simplificat împreună cu reglajele aferente prin 7 ecuații diferențiale, rezultă o matrice de stare de 350x350 elemente a cărei stocare și prelucrare prezintă dificultăți însemnate chiar și pentru calculatoare de capacitate medie. Ca urmare a fost necesară elaborarea unor metode noi sau a unor variante îmbunătățite ale algoritmilor deja cunoscuți, care să facă posibilă realizarea unor calcule suficient de precise, cu maximă rapiditate și deci o eficiență ridicată /9/,/26/.

Prezentul capitol își propune să rezolve următoarele probleme:

- a) În § 4.2. este realizată o analiză critică succintă a principalelor metode matematice utilizate la studiul STS.
- b) § 4.3. este consacrat elaborării unui algoritm deosebit de eficient de apreciere a STS care constituie fundamentul organizării unei filozofii de calcul.
- c) În § 4.4. este tratată problema simulării răspunsului în domeniul timp a SEC(4.1.1), ținînd cont de specificul introdus de natura fizică a problemei concrete analizate (SEC de mari dimensiuni, cu matrici "rare").

Contribuțiile autorului la acest capitol constau în:

- întocmirea unei analize critice a metodelor de calcul utilizate la studiul STS;
- elaborarea unui algoritm de apreciere a STS, în întregime original, bazat pe calculul VPR de modul maxim;
- sintetizarea unei experiențe de calcul bogate, în cadrul unor recomandări concrete, privind modul de utilizare a algoritmului propus și elaborarea unei filozofii de apreciere a STS;

- întocmirea unui algoritm original de calcul pentru integrarea SSC diferențiale liniare bazat pe dezvoltarea în serie a matricii de tranziție și a mărimilor de comandă, cu neglijarea termenilor de grad superior a câror normă se situează sub limita de precizie;
- prezentarea unor recomandări practice privind simularea răspunsului SEE la mici perturbații bazat pe o vastă experiență de calcul.

4.2. PREZENTAREA CRITICĂ A METODELOR DE CALCUL UTILIZATE ÎN PREZENT LA ANALIZA STABILITĂȚII STATICE /115/.

Analiza SSC presupune găsirea unor răspunsuri la următoarele întrebări:

- a) Este SEE stabil sau nu? Aceasta este problema cea mai simplă care se poate formula și răspunsul la ea depinde de localizarea VPR ale matricii de stare a SEE în planul complex.
- b) Ce rezervă de STS există, cu alte cuvinte la ce "depărtare" de regimul instabil se găsește SEE? În acest caz este necesară definirea noțiunilor de limită de stabilitate și de înrăutățire a regimului de funcționare (§ 2.4.2). De regulă răspunsul la această întrebare se obține rezolvând o succesiune de probleme de tipul a), câte una pentru fiecare regim înrăutățit în raport cu un parametru ales.
- c) Cum variază în timp mărimile de stare la apariția unei perturbații ce tinde să dezechilibreze SEE? Perturbațiile se pot datora fie variațiilor mărimilor de comandă care tind să treacă SEE într-o altă stare, fie ca urmare a modificărilor mărimilor de stare inițiale datorate unor cauze neprecizate. Simularea răspunsului în timp a SEE se realizează prin integrarea numerică, pas cu pas, a ecuațiilor (4.1.1) /17/.
- d) Ce influență produce modificarea unor parametri din SEE asupra stabilității statice? Răspunsul la această chestiune presupune definirea unor indici de calitate ca și a noțiunii de sensibilitate. O cale practică, larg utilizată, constă în modificarea parametrilor și rezolvarea unor probleme de tipul c) sau a) pe baza cărora se calculează indicii de calitate /184/, /141/.
- e) Cum trebuie optimizați parametrii din SEE? Noțiunea de optimizare presupune extremizarea (de obicei minimizarea) unor indici de calitate ai procesului și răspunsul poate fi obținut în anumite situații cu teoria reglajului optimal. Cînd ea nu poate fi aplicată ca urmare a formei complicate a indicilor de calitate, a dimensiunilor mari ale MM, sau din alte motive se apelează la metoda generală care constă în rezolvarea ordonată a unui șir de probleme de tipul d) pentru atingerea scopului propus /186/, /196/, /198/, /203/.

Metodele de studiu ale STS elaborate în prezent urmăresc soluționarea problemelor sau menționate cu un efort de calcul minim. Este

ntil să se menționeze că:

- a) La ora actuală se aplică metode strict specializate funcție de tipurile de probleme, de structura matricii de stare, de dimensiunea SEE, de datele inițiale care se cunosc, de precizia cu care se doresc rezultatele
- b) Rezolvarea oricărui tip de problemă conduce în general fie la localizarea VPR ale matricii de stare în planul complex, fie la integrarea unui diferențial corespunzător.
- c) Metodele bazate pe calculul VPR furnizează multe informații utile, dar sînt laborioase și protențioase. Cunoașterea VPR permite și calculul răspunsului în timp al SEE.
- d) Simularea în timp prin integrarea SEC (4.1.1) deși este foarte atractivă, necesită manipularea unui volum extrem de mare de informații, durează mult, este complicată și prezintă riscul pierderii controlului asupra aspectelor esențiale.

Localizarea VPR în planul complex se poate face:

- a) Utilizînd ecuația caracteristică a matricii de stare; această cale are serioase deficiențe /9/, /26/, /64/:
 - stabilirea coeficienților ecuației caracteristice este extrem de laborioasă chiar utilizînd algoritmi eficienți ca cei dați de Danilevski-Probenius sau Fadeev-Fadeeva;
 - erorile de rotunjire influențează semnificativ poziția VPR, putînd conduce la rezultate cu totul eronate.Metoda are o răspîndire mai largă datorită posibilității de utilizare a criteriilor algebrice de stabilitate date de Routh și Hurwitz /186/, /182/ /193/, ca și a rezolvării ecuației caracteristice cu algoritmul Bairstow /15/. Ea este încă utilizată pentru sisteme mici, reprezentate simplificat, de tipul centrală-linie-sistem de putere mare și rezultatele obținute în acest caz sînt mulțumitoare /182/. Însă pentru SEE complexe ea își pierde complet valoarea.
- b) Direct din matricea de stare, ceea ce asigură o precizie de calcul ridicată. În acest caz se pot adopta mai multe variante:
 1. Calculul tuturor VPR- λ_i ale matricii de stare \bar{A} asigură toate informațiile necesare privind comportarea SEE, dar durata calculului este prohibitivă chiar la variantele cele mai moderne. Ca metode numerice utilizate pe scară largă se remarcă metoda puterii, iar recent metoda LR cu varianta modernizată QR /23/.
 2. Folosirea metodelor de localizare fără calculul VPR este foarte expeditivă dar nu e întotdeauna posibil să se rezolve problema stabilității /20/. Printre cele mai utilizate criterii se pot cita: cercurile lui Cherggorin, inegalitățile lui Ostrovski, sau ale lui Brauer și respectiv Ruan-Ky și Hoffmann /26/.
 3. Utilizarea transformărilor conforme ale planului complex, astfel alese încît testarea stabilității să fie simplă, implicînd sau calculul

unor norme ale matricii de stare corespunzătoare, sau găsirea acestor VPR de modul maxim. Cele mai des folosite transformări conformate sînt:

i) Transformarea semiplanului negativ în cercul unitate ($R=1$) /9/, /26/, cu relația:

$$s = \frac{\lambda + 1}{\lambda - 1} \quad (4.2.1)$$

presupune calculul matricii:

$$\bar{W} = \bar{1} + 2 \{ \bar{A} - \bar{1} \}^{-1} \quad (4.2.2)$$

ale căror VPR s_1 trebuie să se găsească toate în cercul unitate ($R=1$, centrul în origine), pentru ca sistemul să fie stabil. Testarea se realizează simplu calculînd norma matricii \bar{W} /9/. Dezavantajul esențial al metodei constă în necesitatea inversării unei matrici de dimensiuni mari $\{ \bar{A} - \bar{1} \}$; nici dezvoltarea ei în serie de puteri /26/ nu modifică esențial datele problemei.

ii) Transformarea de tipul /9/:

$$s = K_m \cdot \lambda + 1 \quad (4.2.3)$$

presupune calculul matricii:

$$\bar{W} = K_m \cdot \bar{A} + \bar{1} \quad (4.2.4)$$

realizînd contractarea tuturor VPR de K_m ori urmată de deplasarea absciselor lor cu valoarea 1. Valoarea inițială pentru $m=0$ a lui K_m se determină din condiția:

$$| 1 + K_m (\alpha_m + j\beta_m) | < 1 \quad (4.2.5)$$

unde prin $|\bar{x}|$ s-a înțeles norma lui \bar{x} , iar:

$$\alpha_0 = \max_i \sum_{j=1}^N | a_{ij} | \quad (4.2.6a)$$

$$\beta_0 = \max_i \sum_{j=1, j \neq i}^N | a_{ij} | \quad (4.2.6b)$$

în care a_{ij} sînt elementele matricii de stare \bar{A} . Cu $m=0$ se determină VPR de modul maxim:

$$s_{\max_m} = (1 + \alpha_m) + j\beta_m \quad (4.2.7)$$

folosind pentru calcule metoda puterii. Dacă:

- $|s_{\max}| < 1$ atunci sistemul este stabil;

- $\alpha_m > 0$ atunci sistemul este instabil;

- $|s_{\max}| < 1$ și $\alpha_m < 0$ atunci K_m este incorect ales și în acest

caz se trece la iterația $m=1$. Se determină din condiția (4.2.5) un nou K_m (K_1), se calculează \bar{W} cu (4.2.4) și apoi VPR de modul maxim

$s_{\max, m}$ ($s_{\max, 1}$) și se retestează stabilitatea. Algoritmii se repetă pînă se ajunge la o concluzie pozitivă referitoare la stabilitate.

Metoda prezintă o serie de avantaje certe:

- calculul matricii \bar{W} este extrem de simplu;
- este necesară doar determinarea VPR de modul maxim ceea ce nu prezintă dificultăți importante și se poate face rapid;
- prin găzirea VPR de modul maxim se pot obține unele informații suplimentare cu caracter orientativ asupra fenomenelor.

Totuși există și dezavantaje importante:

- dacă $\alpha_m = 0$ (corespunzător cazului de limită de stabilitate oscilatorie) metoda propusă conduce la $K_m = 0$ și deci ea nu se poate aplica;
- în cazul cînd limita de stabilitate e foarte aproape atunci $\alpha_m = \epsilon$ (de exemplu $\epsilon = 10^{-6}$), iar β_m poate fi mare (de exemplu $\beta_m = 0,1$) ceea ce conduce pentru K_m la valori foarte mici (de exemplu $K_m = 2 \cdot 10^{-6}$); acest fapt îngreunează foarte mult calculul deoarece $\bar{W} \approx \bar{1}$ și se pierde influența matricii de stare chiar în cazul folosirii unei precizii deosebit de ridicate (s-a presupus cum e normal că a_{ij} se situează în jurul valorii 1); inconvenientul este major, fiind un caz foarte des întîlnit, motiv pentru care algoritmul este inoperant în practică.

Calitățile deosebite ale acestei transformări conforme pot fi puse în evidență sub o altă formă, care evită utilizarea constantei K_m și care va fi prezentată în continuare.

4.3. METODA DE APRECIERE A STABILITĂȚII STATICE.

4.3.1. Bazele matematice ale metodei propuse pentru testarea stabilității

Metoda de apreciere a STS a SEE descrisă în continuare, utilizează transformarea conformă a planului complex și calculul VPR de modul maxim. La baza ei stau următoarele teoreme bine cunoscute din algebra liniară /65/:

Teorema 1. Dacă λ reprezintă o VPR a matricii \bar{A} , atunci:

$$\rho = K_0 + K_1 \cdot \lambda + K_2 \cdot \lambda^2 + \dots + K_1 \lambda^i \quad (4.3.1)$$

este o VPR a matricii:

$$\bar{W} = K_0 \cdot \bar{1} + K_1 \cdot \bar{A} + K_2 \cdot \bar{A}^2 + \dots + K_1 \cdot \bar{A}^i \quad (4.3.2)$$

Teorema 2. Fiecare din următoarele două sisteme de relații este suficientă pentru ca matricea \bar{A} să aibă toate VPR în interiorul cercului unitate (de rază $R=1$ și cu centrul în originea planului complex):

$$\sum_{j=1}^N |a_{1j}| < 1 \quad i=1, \dots, N \quad (4.3.3a)$$

$$\sum_{i=1}^N |a_{ij}| < 1 \quad j=1, \dots, N \quad (4.3.3b)$$

Se aplică planului complex în care sînt localizate VPR λ_i ale matricii \bar{A} (pe scurt planul λ) o transformare de tipul (4.3.1) cu:

$$K_0 = 1 \quad (4.3.4a)$$

$$K_1 = \frac{1}{\rho} \quad (4.3.4b)$$

$$K_2 = K_3 = \dots = K_1 = \dots = 0 \quad (4.3.4c)$$

în care:

$$\eta = |\bar{A}| = \max \left(\sum_{i=1}^N |a_{ij}|, \sum_{j=1}^N |a_{ij}| \right) \quad (4.3.5)$$

În acest fel se obține planul complex ρ cu următoarele proprietăți (fig.4.1):

- Axa imaginară din planul λ se transformă în dreapta paralelă cu axa imaginară ce trece prin punctul $(1,0)$.
- Cercul de rază $R=\eta$ cu centrul în origine în care se găsesc toate VPR λ_i , se transformă în cercul de rază $R=1$ cu centrul în punctul $(1,0)$.
- VPR λ_i se transformă în VPR ρ_i :

$$\rho_i = 1 + \frac{1}{\eta} \lambda_i \quad (4.3.6a)$$

ale matricii:

$$\bar{W} = \bar{I} + \frac{1}{\eta} \bar{A} \quad (4.3.6b)$$

și toate se vor găsi în cercul cu $R=1$ și centrul în $(1,0)$

- VPR λ_i situate cel mai la dreapta pe axa reală vor deveni VPR ρ_i de modul maxim.

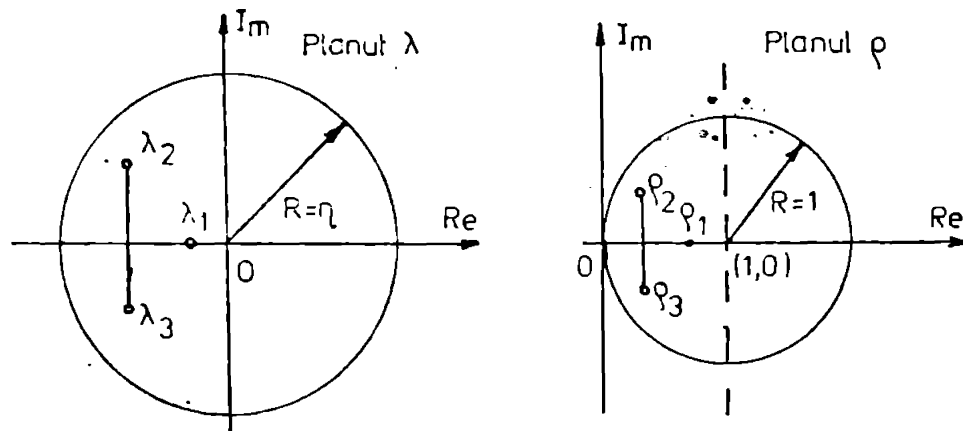


Fig.4.1. Referitoare la transformarea conformă adoptată.

Localizarea VPR ρ_i în planul complex poate fi încadrată în una din următoarele situații:

- VPR de modul maxim ρ_1 este reală; în acest caz toate celelalte VPR ρ_i de module mai mici vor fi situate la stînga lui ρ_1 . Este evident că dacă:

1.1. $\rho_1 < 1$ sistemul este stabil (fig.4.2a).

1.2. $\rho_1 > 1$ sistemul este instabil (fig.4.2b).

- Există două VPR complex conjugate de modul maxim ρ_1 și ρ_2 ($\rho_1 = \text{conjg. } \rho_2$; $|\rho_1| = |\rho_2|$) caz pentru care se disting următoarele posibilități:

2.1. $|\rho_1| < 1$ sistemul este stabil, toate celelalte VPR ρ_i fiind la stînga lui ρ_1 , respectiv valorile λ_i la stînga axei imaginare (fig.4.2a).

2.2. $|Q_1| > 1$ caz în care deosebim:

2.2.1. Real (Q_1) > 1 și sistemul este evident instabil deoarece λ_1 și λ_2 corespunzând lui Q_1 și Q_2 se găsesc la dreapta axei imaginare (fig.4.2d).

2.2.2. Real (Q_1) < 1 . În acest caz există posibilitatea ca VPR Q_3 de modul mai mic și imediat următor să se găsească în dreapta lui Q_1 și sistemul să fie instabil (fig.4.2e). Dacă Real (Q_3) < 1 sistemul va fi stabil. Se observă că în această situație se impune și găsirea următoarei VPR Q_3 pentru precizarea stabilității sau instabilității. Desigur și Q_3 se poate încadra în unul din cazurile 1.1., 1.2., 2.1., 2.2.1., sau 2.2.2. În ultima situație trebuie calculată VPR Q_5 , imediat următoare ca modul lui Q_3 și Q_4 . Dacă și ea se situează tot în cazul 2.2.2. se continuă calculele; dacă însă s-a ajuns la ultima VPR sistemul este stabil. Probabilitatea de a se nimeri peste un caz atât de nefericit încât să fie necesară găsirea tuturor VPR este extrem de redusă, pentru că toate VPR ar trebui să fie complexe, toate să aibă modulul supraunitar și partea reală mai mică ca și 1.

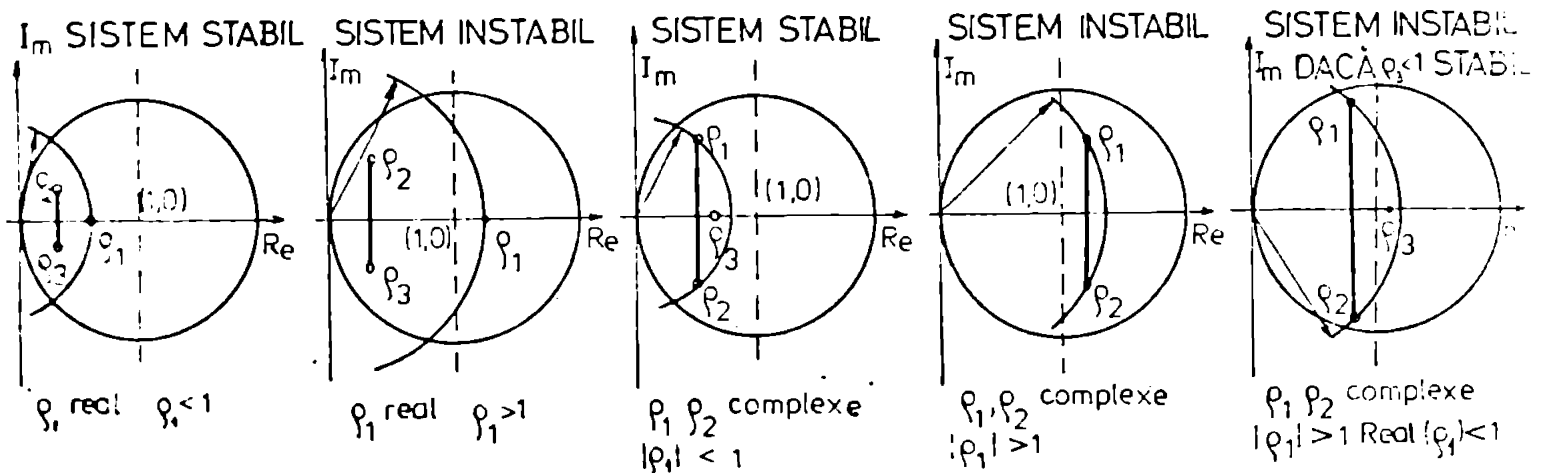


Fig.4.2. Prezentarea cazurilor posibile de localizare a VPR în planul Q_i

4.3.2. Algoritm pentru aprecierea STS a SES complexe.

În cadrul algoritmului bazat pe cele prezentate în § 4.3.1. se combină metoda de testare elaborată cu calculul VPR reale, respectiv complet conjugate de modul maxim prin metoda puterii.

Metoda puterii este bine cunoscută în literatura de specialitate /52/, /64/, are avantajul simplității și unei precizii ridicate pentru calculul VPR. Esența ei constă în aceea că dacă $\bar{v}^{(i)}$ este un vector la iterația "i" atunci la iterația "i+1" va exista:

$$\bar{v}^{(i+1)} = \bar{W} \cdot \bar{v}^{(i)} \tag{4.3.7}$$

Se demonstrează că /52/, /64/:

1. Dacă Q_1 este o VPR reală de modul maxim, atunci când "i" $\rightarrow \infty$ (practic foarte mare):

$$Q_1 = \frac{v_j^{(i+1)}}{v_j^{(i)}} \tag{4.3.8a}$$

(v_j fiind componenta "j" a vectorului \bar{V}), iar $\bar{V}^{(i+1)}$ tînd cîtred
VECP \bar{V}_p care satisface relația cunoscută:

$$\bar{W} \cdot \bar{V}_p = \varrho_1 \cdot \bar{V}_p \quad (4.3.8b)$$

2. Dacă există două VPR de modul maxim ϱ_1 și ϱ_2 complex conjugate, ele se obțin rezolvînd SMC:

$$v_j^{(i+1)} - (\varrho_1 + \varrho_2) \cdot v_j^i + \varrho_1 \varrho_2 \cdot v_j^{i-1} = 0 \quad (4.3.9a)$$

$$v_k^{i+1} - (\varrho_1 + \varrho_2) \cdot v_k^i + \varrho_1 \varrho_2 \cdot v_k^{i-1} = 0 \quad (4.3.9b)$$

atunci cînd " i " $\rightarrow \infty$ (practic foarte mare). Presupunînd că $\varrho_1 = \sigma + j\gamma$ și deci $\varrho_2 = \sigma - j\gamma$ atunci:

$$\bar{V}_{p1} = \{ \sigma \bar{V}^{(i)} - \bar{V}^{(i-1)} \} + j \{ -\gamma \bar{V}^{(i)} \} = \text{conjg. } \bar{V}_{p2} \quad (4.3.10)$$

3. Aceleași VPR se obțin dacă se utilizează VECP la stînga $\bar{H}^{(i)}$ definit de:

$$\bar{H}^{(i)} = \bar{H}^{(i-1)} \cdot \bar{W} \quad (4.3.11)$$

Calculul se conduce absolut identic ca și pentru vectorul la dreapta $\bar{V}^{(i)}$. Referitor la vectorii inițiali $\bar{V}^{(0)}$, $\bar{H}^{(0)}$ se precizează că dacă sînt aleși mai "aproape" de \bar{V}_p , \bar{H}_p atunci numărul de iterații necesar găsirii VPR scade, însă în principiu ei se stabilesc arbitrar pentru că VECP nu se cunosc. Totuși în studiile de STS pot fi obținute informații referitoare la VECP pe anumite considerente specifice: de exemplu în cazul analizării unor regimuri de funcționare "aproprate" se pot utiliza ca vectori de start pentru cazurile analizate VECP de la primul caz.

c) Metoda exhaustivă /52/ care permite determinarea celei de a doua VPR și a VECP corespunzător, în ordinea descrescătoare a modulelor. Pentru a se realiza acest lucru este suficient să se aplice metoda puterii matricii:

$$\bar{W}_1 = \bar{W} - \varrho_1 \cdot \bar{V}_p \cdot \bar{H}_p^* \quad (4.3.12a)$$

în cazul VPR reale, respectiv pentru perechea de VPR complet conjugate:

$$\bar{W}_2 = \bar{W} - \varrho_1 \cdot \bar{V}_{p1} \cdot \bar{H}_{p1}^* - \varrho_2 \cdot \bar{V}_{p2} \cdot \bar{H}_{p2}^* \quad (4.3.12b)$$

matricea \bar{W}_1 respectiv \bar{W}_2 are toate VPR identice cu ale matricii \bar{W} , mai puțin cele calculate (ϱ_1 , sau ϱ_1 și ϱ_2) care au fost puse pe zero (golite, extrase-de unde și numele metodei). Desigur \bar{H}_{p1} și

\bar{H}_{p2} reprezintă VECP la stînga pentru matricea \bar{W} corespunzător VPR ϱ_1 , ϱ_2 complex conjugate:

$$\bar{H}_{pk}^* \cdot \bar{W} = \varrho_k \cdot \bar{H}_{pk}^* \quad k = 1, 2 \quad (4.3.13)$$

În final schema algoritmului de apreciere a STS pentru SEE complexe este prezentată în fig. 4.3.

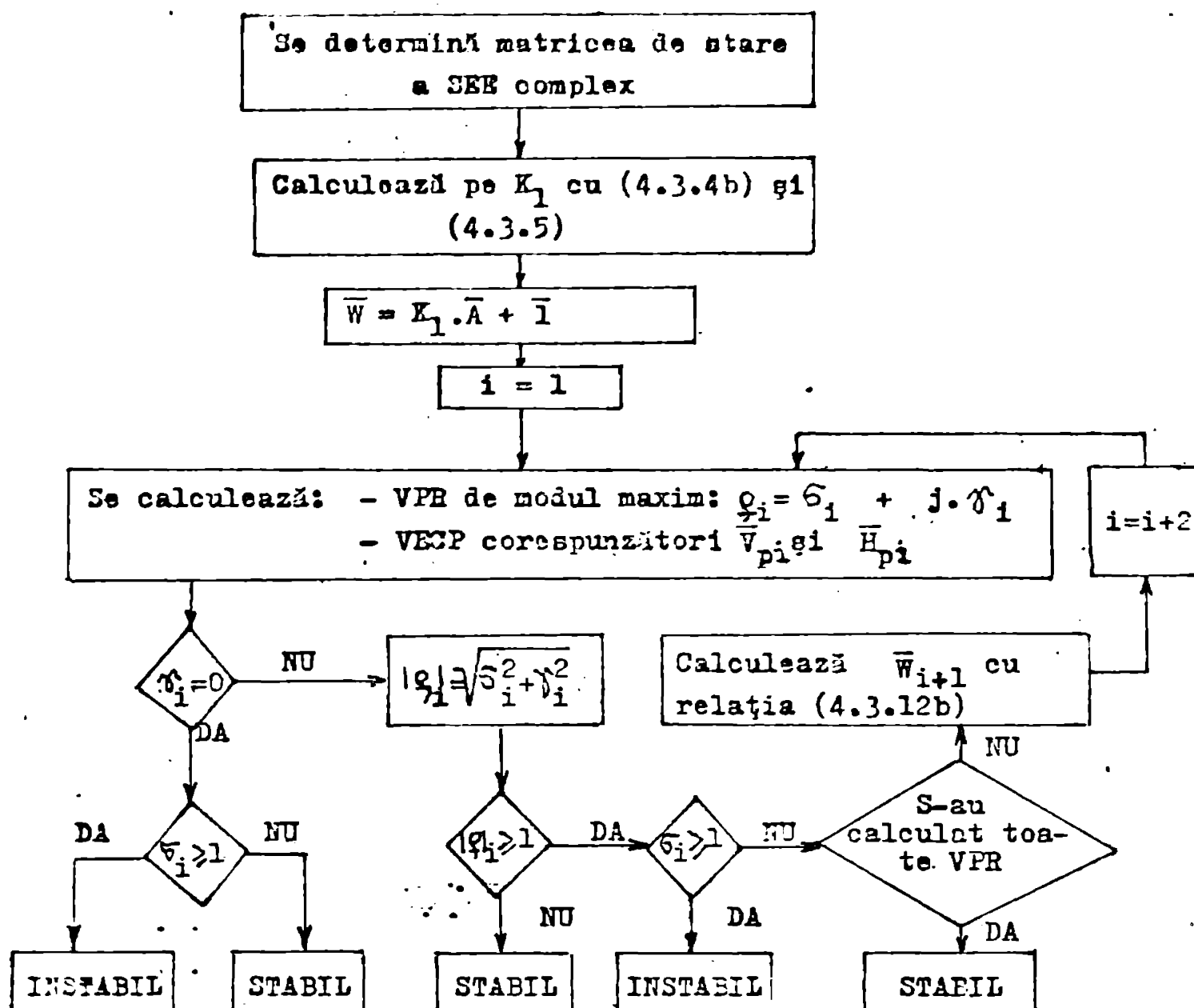


Fig.4.3. Algoritmul de testare a STS la SSS complexe.

4.3.3. Aspecte ale aplicării practice a metodei de apreciere propuse pentru STS /115/.

Experiența obținută pentru testarea STS pe diverse structuri de SSS folosind metoda propusă, a condus la reliefaarea unor aspecte, ce permit adoptarea unor măsuri și mijloace de creștere a eficienței de calcul:

1. Matricea de stare \bar{A} a SSS este o matrice "rară" (având multe elemente egale cu zero), ceea ce recomandă utilizarea tehnicilor de calcul adecvate pentru reținerea numai a elementelor nenule. Este de remarcat că pe măsură ce se determină mai multe VPR, gradul de umplere a matricii \bar{W}_1 crește, ca urmare a utilizării metodei exhaustive.

2. Dacă pentru mărimile de bază folosite la calculul în u.r. se aleg valori în jurul mărimilor nominale, elementele a_{ij} ale matricii \bar{A} vor fi cuprinse în intervalul $[-1, +1]$.

O mare importanță o au constantele de timp ce apar în relații. În cazul unei mari discrepante între valorile lor apar dificultăți ce se manifestă prin lungirea duratei de calcul, necesitatea creșterii preciziei adoptate, într-un cuvânt soumpirea întregului studiu. Ca urmare este deosebit de importantă stabilirea fenomenelor ce se pot neglija, cu constante de timp foarte mici, a căror contribuție la comportarea SEE este minoră și se manifestă numai în prima porțiune a răspunsului în timp. Astfel pentru procesele electromecanice, care în general se desfășoară cu constante de timp de 1÷15 s, constantele de timp ale RAT sub 0,1 s sînt deja destul de mici.

3. Pentru scurtarea procesului iterativ de găsire a VPR de modul maxim este utilă o simetrizare a matricii de stare în raport cu diagonală ei principală. Simetrizarea se obține prin aplicarea unei transformări similare, care nu modifică poziția VPR/65/. Matricea de transformare propusă pentru acest scop are forma:

$$\bar{T} = \begin{bmatrix} t_{11} & & & \\ & \dots & & \\ & & t_{ii} & \\ & & & \dots & \\ & & & & t_{NN} \end{bmatrix} \quad (4.3.14)$$

unde:

$$t_{ii} = \sqrt{\frac{\max_j |\xi_{ij}|}{\max_j |\xi_{ji}|}} \quad j = 1, \dots, N \quad j \neq i \quad (4.3.15)$$

$$\text{cu: } \xi_{ij} = a_{ij} \text{ pentru } j > i \quad (4.3.16a)$$

$$\xi_{ij} = a_{lij} \text{ pentru } j < i \quad (4.3.16b)$$

a_{lij} sînt elementele matricii \bar{A}_1 obținute prin aplicarea transformării definite de (4.3.14):

$$\bar{A}_1 = \bar{T}^{-1} \cdot \bar{A} \cdot \bar{T} \quad (4.3.17)$$

Calculul matricii \bar{T}^{-1} nu prezintă dificultăți, avînd în vedere forma diagonală a acesteia. Se demonstrează ușor că:

$$a_{lij} = t_{ii} \cdot a_{ij} / t_{jj} \quad (4.3.18)$$

Matricea \bar{A}_1 are elementele diagonale nemodificate, iar celelalte sînt cuprinse în general în intervalele: $(0,1 \div 0,01) \cup (-0,01 \div 0,1)$. Norma ei îndeplinește de regulă condiția: $|\bar{A}_1| \ll 1$, cu VPR în interiorul cercului unitar. În acest caz este bine ca valoarea K_1 să fie egală cu 1, în scopul ușurării alegerii vectorului de start conform celor expuse în continuare.

4. În procesul iterativ de calcul al VPR cu metoda puterii, după aplicarea transformării definite de relațiile (4.3.6b), (4.3.5), (4.3.3), se constată în general o convergență foarte lentă, mai ales cînd vectorii inițiali $\bar{V}^{(0)}$ și $\bar{H}^{(0)}$ sînt aleși necorespunzător. Cauza acestui fenomen se datorează faptului că norma $|\bar{A}_1| \ll 1$. Într-adevăr aplicînd metoda puterii la iterația "i", relația (4.3.7) se obține sub forma:

$$\bar{V}^{(1+1)} = \bar{W} \cdot \bar{V}^{(1)} = \bar{W}^1 \cdot \bar{V}^{(0)} = \{ \bar{1} + K_1 \cdot \bar{A}_1 \}^1 \cdot \bar{V}^{(0)} \quad (4.3.19)$$

Pentru că matricile $\bar{1}$ și $K_1 \cdot \bar{A}_1$ sînt comutative se poate aplica formula binomului lui Newton /65/:

$$\bar{V}^{1+1} = \{ \bar{1} + C_1^1 K_1 \cdot \bar{A}_1 + \dots + C_1^p K_1^p \cdot \bar{A}_1^p + \dots + K_1^1 \cdot \bar{A}_1^1 \} \cdot \bar{V}^{(0)} \quad (4.3.20)$$

Trecînd la normă se obține:

$$\bar{V}^{1+1} \leq \{ 1 + C_1^1 K_1 |\bar{A}_1| + \dots + C_1^p K_1^p |\bar{A}_1|^p + \dots + K_1^1 |\bar{A}_1|^1 \} \cdot |\bar{V}^{(0)}| \quad (4.3.21)$$

Cum $|\bar{A}_1| \leq 1$, $K_1 = 1$ se poate presupune că termenul $C_1^p \cdot K_1^p |\bar{A}_1|^p < \varepsilon$ (ε este eroarea impusă) și prin urmare contribuția termenilor de grad mai mare ca $p+1$ poate fi neglijată, deci iterațiile respective nu-și mai au rostul. Prin urmare alegerea unui vector bun de start se poate face cu relațiile de mai jos:

$$\bar{V}^{(0)} = \bar{x}^{(0)} + \sum_{q=1}^p C_1^q \cdot K_1^q \cdot \bar{x}^{(q)} \quad (4.3.22a)$$

$$\bar{x}^{(q)} = \bar{A}_1 \cdot \bar{x}^{(q-1)} \quad (4.3.22b)$$

$\bar{x}^{(0)}$ poate fi ales orice vector, inclusiv $\bar{1}$, cu excepția lui $\bar{0}$; "1" se alege astfel încît:

$$C_1^p \cdot K_1 \cdot |\bar{A}_1|^p < \varepsilon \quad (4.3.23)$$

iar p să nu fie prea mare (de exemplu max. 10-15). Formulele (4.3.22) pot fi aplicate repetat de cîteva ori, considerîndu-se de fiecare dată ca vector \bar{x}^0 ultimul \bar{V}^0 calculat. Se obțin rapid valori tot mai bune pentru vectorul de start care tinde spre VECP.

5. Referitor la precizia de calcul se fac următoarele observații:

a) Este deosebit de util ca numărul de cifre semnificative considerat în calcule să fie cît mai mare și să se lucreze în ceea ce în limbajul FORTRAN se numește dublă precizie. Lungirea duratei de calcul este fără importanță în raport cu cîștigul realizat prin creșterea preciziei.

b) Numărul de cifre semnificative pentru o VPR, pe care se poate conta, este cu 2 mai mic decît cel dat de precizia de calcul impusă (de exemplu pentru $\varepsilon = 10^{-7}$ se poate conta pe primele 5 cifre de după virgulă). Afirmarea e valabilă numai atunci cînd calculele sînt în dublă precizie.

c) În cadrul metodei puterii, VECP se obțin cu eroare mai mare decît VPR corespunzătoare (în general cu unul sau două ordine de mărime). Acest fapt afectează semnificativ calculul următoarelor VPR în cazul utilizării metodei exhaustive. De aceea, dacă este necesară găsirea mai multor VPR se impune o exigență sporită față de precizia calculului.

d) Pe măsură ce se determină noi VPR, elementele matricii \bar{W}_1 scad în valoare absolută și ca urmare precizia calculelor trebuie ridicată spre a ne asigura numărul dorit de cifre semnificative certe.

6. Din fig. 4.2. se constată că dacă $|\bar{C}_1| < 1$ sistemul este stabil. Ca urmare este util ca înainte de a efectua calculul VPR de modul maxim să

ne entimeze marginea sa superioară M, folosind spre exemplu metoda Brauer /26/:

$$M = \frac{1}{2} \max_{i,j} \left\{ |a_{11i}| + |a_{1jj}| + \sqrt{(|a_{11i}| - |a_{1jj}|)^2 + 4 \cdot P_i P_j} \right\} \quad (4.3.24a)$$

cu:

$$P_i = \sum_{\substack{k=1 \\ k \neq i}}^N |a_{1ik}| \quad (4.3.24b)$$

Dacă $M < 1$ atunci sistemul este stabil și nu este necesară găsirea VPR de modul maxim, în caz contrar se trece la aplicarea întocmai a algoritmului descris.

4.3.4. Avantajele utilizării metodei și algoritmului propus pentru aprecierea STS.

Avantajele folosirii metodei propuse pentru aprecierea STS constau în:

1. Transformările aplicate matricii de stare sînt simple, calculele durează relativ puțin, influența erorilor de trunchiere asupra localizării VPR este neglijabilă.

2. Durata testului de STS este mult mai redusă decît la alte metode, ca urmare a determinării în general a unei singure VPR, mai rar două-trei. Mai mult, dacă testul efectuat cu metoda Brauer conduce la o concluzie certă, nu este necesară calcularea nici unei VPR.

3. Testul de STS propus conduce întotdeauna la un rezultat cert și nu apar situații ambigue în care acesta să nu fie concludent.

4. Prin metoda adoptată este posibilă și obținerea unor informații utile asupra răspunsului în timp a SEE, prin delimitarea domeniului ocupat de VPR în planul complex (fig.4.4). În acest sens se poate preciza că:

a) Valorile constantelor de timp cu care se amortizează fenomenele variază între limitele:

$$T_{\min} = \frac{1}{\eta} \quad (4.3.25a)$$

$$T_{\max} = \frac{1}{\eta (1 - \sqrt{\zeta^2 + \delta^2})} \quad (4.3.25b)$$

b) Pulsatiile proprii ale oricărei mărimi sînt sub valoarea:

$$\omega_{\max} = \beta_{\max} = 0,866 \cdot \eta \cdot \sqrt{\zeta^2 + \delta^2} \quad (4.3.26)$$

c) Factorul de amortizare pentru orice mărime de stare este mai mare decît valoarea minimă:

$$k_{\text{am, min}} = \sin \psi_{\min} = \sqrt{1 - \zeta^2 - \delta^2} \quad (4.3.27)$$

Formula (4.3.26) se demonstrează, intersectînd cercul cu $R = \eta$ și centrul în origine cu cercul de rază $R_2 = \eta$, $R_1 = \eta \sqrt{\zeta^2 + \delta^2}$ cu centrul în punctul $(-\zeta, 0)$. Relația (4.3.27) se obține dușînd tangenta din origine

la ceroul de rază R_2 și cu centrul în $(-\eta, 0)$, iar apoi calculând $\sin \gamma_{\min}$. Dealtfel dacă q_1 este reală atunci $|q_1| = 5$ și $\gamma = 0$.

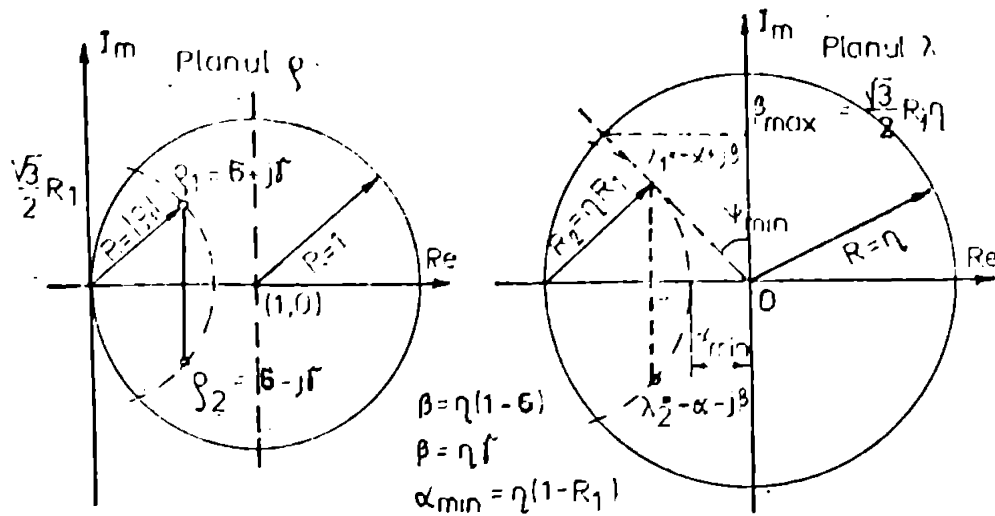


Fig.4.4. Obținerea informațiilor privind calitatea procesului dinamic a SEC complex.

4.4. INTEGRAREA NUMERICĂ A MODELULUI MATEMATIC CARE SIMULEAZĂ COMPORTAREA SISTEMELOR COMPLEXE LA MICI PERTURBAȚII.

4.4.1. Aspecte matematice generale

Soluția SEC diferențiale liniare cu coeficienți constanți (4.1.1) la momentul $t > 0$, este de forma /17/, /65/:

$$\bar{x}(t) = e^{\bar{A}t} \cdot \bar{x}_0 + \int_0^t e^{\bar{A}(t-s)} \cdot \bar{B} \cdot \bar{u}(s) \cdot ds \quad (4.4.1)$$

în care:

- $e^{\bar{A}t}$ - este matricea de tranziție a SEC (4.1.1);
- \bar{x}_0 - este vectorul format cu valorile inițiale ale variabilelor de stare ($t = 0$);

Referitor la matricea de tranziție (matricea fundamentală) se amintesc următoarele proprietăți /17/, /65/:

a) Seria de puteri prin care ea se aproximează este întotdeauna convergentă:

$$e^{\bar{A}t} = \sum_{k=0}^{\infty} \bar{A}^k \cdot \frac{t^k}{k!} \quad (4.4.2)$$

b) Matricea de tranziție nu este niciodată singulară, deci există întotdeauna inversa ei:

$$(e^{\bar{A}t})^{-1} = e^{-\bar{A}t} \quad (4.4.3)$$

c) $e^{\bar{A}t}$ și $e^{\bar{B}t}$ sînt comutative; într-adevăr:

$$e^{\bar{A}t} \cdot e^{\bar{B}t} = e^{(\bar{A}+\bar{B})t} = e^{(\bar{B}+\bar{A})t} = e^{\bar{B}t} \cdot e^{\bar{A}t} \quad (4.4.4)$$

Se consideră soluția ecuației (4.1.1) dată de (4.4.1), la momentul $t+\tau$:

$$\bar{x}(t+\tau) = e^{\bar{A}(t+\tau)} \cdot \bar{x}_0 + \int_0^{t+\tau} e^{\bar{A}(t+\tau-s)} \cdot \bar{B} \cdot \bar{u}(s) \cdot ds \quad (4.4.5)$$

unde

$$\bar{x}(t+\tau) = e^{\bar{A}t} \cdot e^{\bar{A}\tau} \cdot \bar{x}_0 + \int_0^t e^{\bar{A}(t-s)} \cdot e^{\bar{A}\tau} \cdot \bar{B} \cdot \bar{u}(s) \cdot ds + \int_t^{t+\tau} e^{\bar{A}(t+\tau-s)} \cdot \bar{B} \cdot \bar{u}(s) \cdot ds \quad (4.4.5a)$$

sau ținând cont de (4.4.1) și de proprietatea a) rezultă:

$$\bar{x}(t+\tau) = e^{\bar{A}\tau} \cdot \bar{x}(t) + \int_t^{t+\tau} e^{\bar{A}(t+\tau-s)} \cdot \bar{B} \cdot \bar{u}(s) \cdot ds \quad (4.4.6)$$

Relația (4.4.6) permite calculul numeric al răspunsului în timp al SEC (4.1.1) prin discretizarea axei timpului în intervale egale de timp de mărimea τ . Cunoșcând răspunsul la timpul $t=p\tau$, prin aplicarea formulei (4.4.6) rezultă valorile variabilelor de stare la momentul $t+\tau = (p+1)\tau$, însă este necesară cunoașterea matricii de tranziție și a integralei de convoluție /17/.

4.4.2. Calculul numeric al matricii de tranziție /17/.

Calea cea mai lesnicioasă, care să nu necesite calculul VPR și aducerea matricii de stare la forma Jordan, o constituie trunchierea dezvoltării în serie de puteri (relația 4.4.2). Deci valoarea aproximativă a matricii fundamentale pe care o vom nota cu $\bar{\Phi}_m(\tau)$ va fi:

$$\bar{\Phi}_m(\tau) = \sum_{k=0}^m \bar{A}^k \frac{\tau^k}{k!} \quad (4.4.7)$$

Eroarea de trunchiere va fi dată de relația de mai jos:

$$\varepsilon_{\Phi(m)} = \left| e^{\bar{A}\tau} - \bar{\Phi}_m(\tau) \right| = \left| \sum_{k=m+1}^{\infty} \bar{A}^k \frac{\tau^k}{k!} \right| \quad (4.4.8)$$

Aplicând proprietățile normei matriceale /65/ se obține:

$$\varepsilon_{\Phi(m)} \leq \sum_{k=m+1}^{\infty} |\bar{A}|^k \frac{\tau^k}{k!} = |\bar{A}|^{m+1} \frac{\tau^{m+1}}{(m+1)!} \cdot f_m(|\bar{A}|\tau) \quad (4.4.9)$$

cu:

$$f_m(x) = 1 + \frac{x}{m+2} + \frac{x^2}{(m+2)(m+3)} + \frac{x^3}{(m+2)(m+3)(m+4)} + \dots \quad (4.4.10)$$

S-au dat diverse evaluări pentru $f_m(x)$, dintre care cea mai des utilizată este cea a lui Path:

$$f_m(x) \leq e^x \quad (4.4.11)$$

Deci (4.4.9) devine:

$$\varepsilon_{\Phi(m)} \leq \frac{|\bar{A}|^{m+1} \tau^{m+1}}{(m+1)!} \cdot |\bar{A}| \tau \quad (4.4.12)$$

Relația (4.4.12) ne permite ca pentru o eroare impusă ε_{imp}

să se aprecieze numărul minim necesar de termeni m ce trebuie reținut din dezvoltarea în serie de puteri (4.4.7).

Se aduc următoarele precizări:

- a) S-a demonstrat că utilizarea matricii de tranziție cu m termeni este echivalentă cu folosirea metodei de integrare Runge-Kutta de ordinul $(m-1)$. De aceea se obișnuiește ca numărul minim de termeni considerați să fie $m=5$, ceea ce echivalează cu metoda Runge-Kutta de ordinul 4. Drept consecință, folosirea matricii de tranziție pentru $m > 5$ conduce la rezultate de calitate superioară.
- b) În cazul în care pasul de calcul ales τ este mare și ca urmare pentru o precizie ε_{imp} numărul de termeni necesari este prea mare atunci se poate aplica următoarea procedură:

1. Se determină un nou pas de calcul τ_{nou} din relația:

$$\tau = 2^s \tau_{nou} \quad (4.4.13)$$

s este numărul de biseccionări pentru τ ; τ_{nou} trebuie să conducă la valori acceptabile pentru m ($5 \div 10$).

2. Se calculează matricea de tranziție:

$$\bar{\Phi}_m(\tau_{nou}) = e^{\bar{A}\tau_{nou}}$$

3. Se aplică relația:

$$e^{\bar{A} \cdot 2^i \tau_{nou}} = e^{\bar{A} \cdot 2^{(i-1)} \tau_{nou}} \cdot e^{\bar{A} \cdot 2^{(i-1)} \tau_{nou}} \quad i=s, (s-1), \dots, 1 \quad (4.4.14)$$

Se poate arăta că între precizia finală $\varepsilon_{\phi f}$, rezultată după aplicarea lui (4.4.14) și cea inițială ε_{ϕ} , cu care s-a calculat matricea de tranziție $\Phi(\tau_{nou})$, există relația:

$$\varepsilon_{\phi f} \leq 2^s \cdot \varepsilon_{\phi} \quad (4.4.15)$$

4.4.3. Calculul integralei de convoluție a mărimilor de comandă /117/.

Integrala de convoluție a mărimilor de comandă se calculează după ce în prealabil i se aplică o schimbare de variabilă definită de:

$$\theta = t + \tau - s \quad (4.4.16)$$

$$\text{Deci: } d\theta = -ds \quad (4.4.17)$$

$$\text{și: } s = t \text{ deci } \theta = \tau \quad (4.4.18a)$$

$$s = t + \tau \text{ deci } \theta = 0 \quad (4.4.18b)$$

Deci:

$$\bar{I}(t+\tau) = \int_t^{t+\tau} e^{\bar{A}(t+\tau-s)} \cdot \bar{B} \cdot \bar{u}(s) \cdot ds = \int_0^{\tau} e^{\bar{A}\theta} \cdot \bar{B} \cdot \bar{u}(t+\tau-\theta) \cdot d\theta \quad (4.4.19)$$

La integrală se dezvoltă în serie de puteri matricea de tranziție și re-

În calculul integralei se efectuează o nouă schimbare de variabilă:

$$x = \frac{\theta}{\tau} \quad (4.4.21)$$

Deci:

$$dx = \frac{1}{\tau} d\theta \quad (4.4.22)$$

$$\theta = 0 \quad \text{deci} \quad x = 0 \quad (4.4.23a)$$

$$\theta = \tau \quad \text{deci} \quad x = 1 \quad (4.4.23b)$$

$$\bar{I}(t+\tau) = \sum_{k=0}^{\infty} \bar{A}^k \frac{\tau^{k+1}}{k!} \bar{B} \int_0^1 x^k \cdot \bar{u}(t+\tau-\tau x) \cdot dx \quad (4.4.24)$$

Presupunem că mărimile de comandă $u_j(t)$ îndeplinesc următoarele condiții:

- sînt continue și mărginite pe întreg intervalul $x \in \mathbb{R}^+$;
- sînt nedefinit derivabile, avînd derivatele continue și mărginite.

În acest caz ele pot fi dezvoltate în serie Taylor în jurul punctului $t + \tau / 66/$:

$$u_j(t+\tau-\tau x) = u_j^{(0)}(t+\tau) - u_j^{(1)}(t+\tau) \frac{\tau x}{1!} + \dots + (-1)^L u_j^{(L)}(t+\tau) \frac{(\tau x)^L}{L!} + R_j^L$$

în care: - $u_j^{(L)}(t+\tau)$ este derivata de ordinul L în punctul $t + \tau$ a lui $u_j(x)$;

- R_j^L este partea complementară a dezvoltării în serie Taylor.

Deci:

$$\bar{I}(t+\tau) = \sum_{k=0}^{\infty} \bar{A}^k \frac{\tau^{k+1}}{k!} \bar{B} \int_0^1 x^k \left\{ \sum_{i=0}^L (-1)^i \bar{u}^{(i)}(t+\tau) \frac{(\tau x)^i}{i!} + \bar{R} \right\} dx \quad (4.4.26)$$

Expresia (4.4.26) se aproximează cu:

$$\bar{I}_{L,m}(t+\tau) = \sum_{i=0}^L (-1)^i \bar{F}_{i,m}(\tau) \cdot \bar{B} \cdot \bar{u}^{(i)}(t+\tau) \quad (4.4.27)$$

în care:

$$\bar{F}_{i,m}(\tau) = \sum_{k=0}^m \bar{A}^k \frac{\tau^{k+i+1}}{k!(k+i+1)!} \quad (4.4.28)$$

Prin urmare prin trunchierea seriei duble (4.4.26) se obține o diferență dată de:

$$\bar{I}(t+\tau) - \bar{I}_{L,m}(t+\tau) = \bar{I}_1 + \bar{I}_2 \quad (4.4.29)$$

în care:

$$\bar{I}_1 = \sum_{k=m+1}^{\infty} \bar{A}^k \frac{\tau^{k+1}}{k!} \bar{B} \int_0^1 \sum_{i=0}^L (-1)^i x^{k+i} \bar{u}^{(i)}(t+\tau-\tau x) \cdot dx \quad (4.4.30a)$$

$$\bar{I}_2 = \sum_{k=0}^{\infty} \bar{A}^k \frac{\tau^{k+1}}{k!} \bar{B} \int_0^1 x^k \cdot \bar{R} \cdot dx \quad (4.4.30b)$$

Trecînd la normă rezultă:

$$|\bar{I}_1 + \bar{I}_2| \leq |\bar{I}_1| + |\bar{I}_2| \quad (4.4.31)$$

cu:

$$|\bar{I}_1| \leq \sum_{k=m+1}^{\infty} \sum_{i=0}^L |\bar{A}|^k \frac{\tau^{k+1+i}}{k!i!} |\bar{B}| \int_0^1 x^{k+1} |u^{(i)}(t+\tau-\tau x)| dx \quad (2.4.32a)$$

$$|\bar{I}_2| \leq \sum_{k=0}^{\infty} |\bar{A}|^k \frac{\tau^{k+1}}{k!} |\bar{B}| \int_0^1 x^k |\bar{R}| dx \quad (2.4.32b)$$

Ținând cont că:

$$U_{\max}^{(i)} = \max_{j,t} |u_j^{(i)}(t)| \quad (4.4.33)$$

rezultă:

$$|\bar{I}_1| \leq |\bar{B}| \sum_{i=0}^L \frac{U_{\max}^{(i)}}{i!} \sum_{k=m+1}^{\infty} |\bar{A}|^k \frac{\tau^{k+i+1}}{k!(k+i+1)} =$$

$$|\bar{B}| \sum_{i=0}^L \frac{\tau^i}{i!} U_{\max}^{(i)} |\bar{A}|^{m+1} \frac{\tau^{m+2}}{(m+1)!} \varepsilon_{m,i}(|\bar{A}|\tau) \quad (4.4.34)$$

unde:

$$\varepsilon_{m,i}(x) = 1 + \frac{x(m+2+i)}{(m+2)(m+3+i)} + \frac{x^2(m+2+i)}{(m+2)(m+3)(m+4+i)} + \dots \quad (4.4.35)$$

Se poate demonstra ca în /17/ că $\varepsilon_{m,i}(x) \leq e^x$ și deci:

$$|\bar{I}_1| \leq |\bar{A}|^{m+1} |\bar{B}| \frac{\tau^{m+2}}{(m+1)!} e^{|\bar{A}|\tau} \sum_{i=0}^L \frac{\tau^i}{i!(m+2+i)} U_{\max}^{(i)} \quad (4.4.36)$$

Pentru a calcula pe $|\bar{I}_2|$ se exprimă partea complementară a dezvoltării în serie Taylor sub forma dată de Lagrange /66/:

$$|R_j^L| \leq \frac{|u_j^{(L+1)}(c)|}{(L+1)!} (\tau_x)^{L+1} \leq \frac{U_{\max}^{(L+1)}}{(L+1)!} (\tau_x)^{L+1} \quad (4.4.37)$$

Deci ținând cont de (4.4.37) în (4.4.32b) se obține:

$$|\bar{I}_2| \leq \sum_{k=0}^{\infty} |\bar{A}|^k \frac{\tau^{k+1}}{k!} |\bar{B}| \frac{U_{\max}^{(L+1)}}{(L+1)!} \tau^{L+1} \int_0^1 x^{k+L+1} dx = \quad (4.4.38)$$

$$|\bar{B}| \frac{U_{\max}^{(L+1)}}{(L+1)!} \tau^{L+2} \sum_{k=0}^{\infty} |\bar{A}|^k \frac{\tau^k}{(k+L+2)k!} \leq |\bar{B}| \frac{U_{\max}^{(L+1)}}{(L+1)!} \tau^{L+2} \cdot |\bar{A}|\tau$$

Prin urmare marginea superioară a erorii de trunchiere la calculul integralei de convoluție se obține din (4.4.36) și (4.4.38) conform (4.4.31):

$$\varepsilon_I(L,m) \leq |\bar{B}| \frac{U_{\max}^{(L+1)}}{(L+1)!} \tau^{L+2} \cdot |\bar{A}|\tau + |\bar{A}|^{m+1} |\bar{B}| \frac{\tau^{m+2}}{(m+1)!} \cdot |\bar{A}|\tau \sum_{i=0}^L \frac{\tau^i U_{\max}^{(i)}}{i!(m+2+i)} \quad (4.4.39)$$

Relația (4.4.39) ne oferă posibilitatea alegerii numărului de termeni "L", respectiv "m", reținuți din dezvoltarea în serie dublă a integralei de convoluție, astfel încât cunoscându-se limitele de variații ale parametrilor de comandă să avem asigurată o precizie impusă.

Daod pasul inițial este prea mare este posibilă micșorarea...

prin bisecționare. În această situație se poate stabili o relație de recurență la fel ca în cazul matricii de tranziție /17/. Deci:

$$\tau = 2 \cdot \tau_{\text{nou}} \quad (4.4.40)$$

și:

$$\begin{aligned} \bar{I}_{\tau}(t+\tau) &= \int_{2\tau_{\text{nou}}}^{2\tau_{\text{nou}}} e^{\bar{A}\theta} \bar{B} \cdot \bar{u}(t+2\tau_{\text{nou}}-\theta) \cdot d\theta = \int_0^{\tau_{\text{nou}}} e^{\bar{A}\theta} \bar{B} \cdot \bar{u}(t+2\tau_{\text{nou}}-\theta) \cdot d\theta + \\ &\int_{\tau_{\text{nou}}}^{\tau_{\text{nou}}} e^{\bar{A}\theta} \bar{B} \cdot \bar{u}(t+2\tau_{\text{nou}}-\theta) \cdot d\theta = \bar{I}_{\tau_{\text{nou}}}(t+2\tau_{\text{nou}}) + \int_0^{\tau_{\text{nou}}} e^{\bar{A}(\tau+s)} \bar{B} \cdot \bar{u}(t+\tau_{\text{nou}}-s) \cdot ds \\ \theta = \tau + s &\quad \theta = \tau_{\text{nou}} \quad \text{deci } s=0 \\ d\theta = ds &\quad \theta = 2\tau_{\text{nou}} \quad \text{deci } s=\tau_{\text{nou}} \end{aligned}$$

Prin urmare rezultă relația de recurență:

$$\bar{I}_{\tau}(t+\tau) = \bar{I}_{\tau}(t+2\tau_{\text{nou}}) = e^{\bar{A}\tau} \bar{I}_{\tau_{\text{nou}}}(t+\tau_{\text{nou}}) + \bar{I}_{\tau_{\text{nou}}}(t+2\tau_{\text{nou}}) \quad (4.4.41)$$

Ținând cont de (4.4.27) și de faptul că $e^{\bar{A}\tau}$ și $\bar{F}_{im}(\tau)$ sînt comutative se obține în final:

$$\bar{I}_{L,m}(t+2\tau_{\text{nou}}) = \sum_{i=0}^L (-1)^i \bar{F}_{i,m}(\tau_{\text{nou}}) \left\{ e^{\bar{A}\tau_{\text{nou}}} \bar{B} \cdot \bar{u}^{(i)}(t+\tau_{\text{nou}}) + \bar{B} \cdot \bar{u}^{(i)}(t+2\tau_{\text{nou}}) \right\} \quad (4.4.42)$$

Se constată că pentru mărimile de comandă se păstrează o formulă similară cu cea pentru mărimile de stare în absența comenzii.

4.4.4. Prezentarea metodei de integrare propuse /17/

Se discretizează axa timpului în intervale egale de mărime (pasul de timp). Relația între mărimile a doi pași consecutivi "p" și "p+1" este dată de:

$$\bar{x}(\{p+1\}\tau) = \bar{\Phi}_m(\tau) \cdot \bar{x}(p\tau) + \sum_{i=0}^L (-1)^i \bar{F}_{i,m}(\tau) \cdot \bar{B} \cdot \bar{u}^{(i)}(\{p+1\}\tau) \quad (4.4.43)$$

$\bar{\Phi}_m(\tau)$ se determină cu (4.4.7) în care numărul de termeni "m" se stabilește din condiția (4.4.12).

$\bar{F}_{m,i}(\tau)$ se calculează cu (4.4.28) în care numărul de termeni se determină din condiția (4.4.39) stabilindu-se și "L".

Metoda propusă are următoarele avantaje:

- asigură o precizie ridicată a calculelor, prin posibilitatea controlului erorii de trunchiere;
- se pretează programării pe calculatorul numeric;
- odată găsite matricile $\bar{\Phi}_m(\tau)$ și $\bar{F}_{i,m}(\tau)$ restul calculului este simplu și rapid.

Oel mai important dezavantaj al ei constă în necesitatea reținerii unor matrici de dimensiuni foarte mari.

Se recomandă alegerea unei valori optime pentru τ astfel ca numărul de pași să nu fie prea mare dar nici prea mic, pentru ca durata calculului să nu crească prea mult. Pe de altă parte, având în vedere că metoda propusă este echivalentă cu o metodă Runge-Kutta de ordin superior, trebuie realizată și condiția $\tau < 0,2 \cdot T_{\min}$ (T_{\min} este cea mai mică constantă de timp din procesul fizic studiat).

Eroarea totală de calcul datorită trunchierii seriilor este:

$$\varepsilon = \varepsilon_{\Phi}(m) + \varepsilon_I(L, m) \quad (4.4.44)$$

și depinde de: structura sistemului, pasul de calcul, numărul de termeni considerat și de forma mărimilor de intrare.

Este util ca pentru un sistem dat matricile $\overline{\Phi}_m(\tau)$ și $\overline{F}_{i,m}(\tau)$ să se calculeze o singură dată; de obicei $i=0,1$ ($L=1$) pentru aproximarea prin drepte, respectiv $i=0,1,2$ ($L=2$) pentru aproximarea prin polinoame de gradul doi a mărimilor de intrare. Formula (4.4.44) combinată cu (4.4.12) și (4.4.39) ne va furniza de fiecare dată limita maximă a erorii de trunchiere. Numai dacă erorile sînt prea grosolane se alege alt "m", "i", eventual τ , dar se necesită recalcularea matricilor $\overline{\Phi}_m(\tau)$ și $\overline{F}_{i,m}(\tau)$.

4.4.5. Aspecte practice ale simulării răspunsului tranzitoriu al SEE la mici perturbații /116/.

La implementarea pe calculatorul numeric a relației (4.4.43) este util să se considere următoarele aspecte caracteristice pentru SEE:

1. Matricea de stare \overline{A} este o matrice "rară" și deci vor fi reținute doar termenii ei nenuli.

2. Dimensiunea matricii \overline{A} notată cu N este foarte mare. Se poate constata că în această situație este mai avantajos să se aplice formula (4.4.43) sub forma de mai jos:

$$\overline{x}(\{p+1\}\tau) = \sum_{k=0}^m \left\{ \overline{Y}_k(p\tau) + \sum_{i=0}^L (-1)^i \overline{\delta}_{i,k}(\{p+1\}\tau) \right\} \quad (4.4.45)$$

cu:

$$\overline{Y}_k(p\tau) = \overline{A} \frac{\tau}{k} \overline{Y}_{(k-1)}(p\tau) \quad (4.4.46a)$$

$$\overline{\delta}_{i,k}(\{p+1\}\tau) = \overline{A} \frac{\tau}{k} \frac{k+1}{k+1+i} \overline{\delta}_{i,(k-1)}(\{p+1\}\tau) \quad (4.4.46b)$$

iar:

$$\overline{Y}_0(p\tau) = \overline{x}(p\tau) \quad (4.4.47a)$$

$$\overline{\delta}_{i,0}(\{p+1\}\tau) = \frac{\tau^{i+1}}{(i+1)!} \cdot \overline{B} \cdot \overline{u}^{(i)}(\{p+1\}\tau) \quad (4.4.47b)$$

Numărul de operații se va reduce de aproximativ N/P ori.

3. Numărul de termeni "L" este limitat de precizia calculatorului.

Capitolul 5.

ANALIZA STABILITĂȚII STATICE A REGIMULUI DE FUNCȚIONARE INSULARIZATĂ PENTRU O ZONĂ DIN SISTEMUL ELECTROENERGETIC NAȚIONAL.

5.1. INTRODUCERE

Una din sarcinile importante cuprinsă în "Programul-directivă de cercetare și dezvoltare în domeniul energiei pe perioada 1981-1990 și orientările principale până în anul 2000" referitoare la îmbunătățirea organizării și funcționării SEN o constituie "crearea condițiilor pentru funcționarea SEE pe zone autonome". În acest sens, cercetătorilor, proiectanților și personalului muncitor din exploatare le revine misiunea de a acționa pentru realizarea echilibrului dintre producția și consumul de energie pe zone ale SEN și de a analiza regimurile care să permită funcționarea insularizată, cu alimentarea principalilor consumatori, în condițiile apariției unor avarii multiple și simultane.

Trecerea SEN de la starea interconectată la cea de funcționare pe zone, ca urmare a apariției unor avarii accidentale, presupune următoarele etape:

- delimitarea subzonelor în care se desface RE;
- parcurgerea regimului tranzitoriu, de la regimul de avarie la cel final prin înlăturarea defectelor și întreruperea legăturilor între zone;
- atingerea unui regim staționar pe fiecare zonă, care să se caracterizeze printr-o limită de STS suficientă.

Aspectele legate de studiul regimului tranzitoriu care precede funcționarea pe zone autonome nu se încadrează în tematica acestei lucrări, ele urmând a fi cercetate în viitor. Acest capitol analizează doar posibilitatea funcționării în regim de insulă a subsistemului din zona Transilvaniei, urmărindu-se găsirea unui regim staționar relativ apropiat de cel al funcționării interconectate, care să fie suficient de stabil. Se apreciază STS a acestui regim, se cercetează influența factorului de amplificare a SRAE și se analizează oțeva regimuri de funcționare învecinate.

Rațiunea trecerii zonei Transilvaniei în regim de insulă se bazează pe concluziile analizei avariei din 1977 care au scos în evidență modul de propagare a perturbațiilor și de scădere a frecvenței pe zone și anume dinapre Oltenia spre restul SEN. Există toate condițiile necesare și un grad ridicat de certitudine ca prin secționarea oportună a RE să se izoleze porțiunea avariata, iar din insulele rămase în funcțiune (Muntenia, Moldova, Transilvania) să se reconstituie ulterior ansamblul SEN.

Capitolul este în întregime original și constituie o contribuție a autorului la rezolvarea unei probleme importante a economiei na-

ționale, utilizând conceptele și metodele de investigație dezvoltate și prezentate anterior. Principalele contribuții se referă la:

- formarea unei baze de date complete cu un grad de încredere ridicat;
- întocmirea unor programe de calcul bazate pe metodele, modelele și algoritmi din capitolele precedente, care să poată rezolva în condiții bune calculele necesare la studiul regimului normal și cel al micilor perturbații;
- analiza detaliată a regimului staționar al SEN funcționând interconectat;
- găsirea unui regim de funcționare insularizată a zonei studiate;
- analiza STS pentru regimul de funcționare insularizată;
- studiul influenței amplificării SRAE asupra STS a zonei considerate;
- formularea unor concluzii cu caracter specific și general privind STS.

5.2. PREZENTAREA SISTEMULUI ELECTROENERGETIC DIN ZONA TRANSILVANIEI CA ȘI A REGIMURILOR DE FUNCȚIONARE CONSIDERATE ÎN STUDIU.

Structura SEN inclusiv a zonei Transilvaniei ca și definirea regimurilor de funcționare interconectată, de tip maxim, respectiv minim s-au adoptat din /214/. Referitor la structura SEN se fac următoarele precizări:

1. S-a considerat RE de 220 kV și 400 kV, sarcinile electrice reprezentându-se prin consumatori echivalenți plasați în nodurile ei.

2. TE de interconexiune a GS cu RE au fost reprezentate în adevărată lor identitate, indiferent de valoarea nivelului de tensiune a primarului.

3. Toate GS din centrale s-au modelat printr-un singur GS echivalent. Condițiile de echivalare utilizate au fost:

- puterea nominală a GS echivalent este egală cu suma puterilor nominale a GS reale de același tip;

- GS echivalent are aceeași tensiune nominală, rezistență și reactanțe exprimate în u.r. nominale ca și GS reale; rezultă că și constantele de timp ale înfășurărilor la GS echivalent vor fi aceleași ca și cele de la GS reale;

- inerția GS echivalent este suma inerțiilor GS reale, deci constanta de timp mecanică echivalentă este suma constantelor de timp reale corespunzătoare.

4. Consumatorii având o importanță mai mică, alimentați bilateral, au fost reduși prin aruncarea lor în nodurile învecinate conform tehnicii bine cunoscute prezentată în /14/.

5. Calculele s-au efectuat în u.r., mărimile de bază fiind prezentate în tabelul 5.1.

În studiu s-au considerat două regimuri de bază pentru NE interconectată:

Mărimile de bază adoptate

TABELUL 5.1.

Nivelul de tensiune	U_{nom} kV	U_B kV	S_B MVA	Y_B S
1.	400	400		0,000625
2.	220	220		0,00207
3.	110	110		0,00826
4.	24	24	100	0,174
5.	15	15		0,444
6.	13	13		0,592
7.	10	10		1,0
8.	6	6		2,78

1. Regim de tip sarcină minimă, corespunzător golului de sarcină vara-noaptea, notat prescurtat cu RMINI.

2. Regim de tip sarcină maximă, corespunzător vârfului de sarcină iarna-seara, notat prescurtat RMAXI.

Schema RE pentru zona Transilvaniei în cele două regimuri este prezentată în fig. 5.1 și respectiv 5.2. Parametrii elementelor de RE corespunzătoare se dau în tabelul 5.2., iar datele de catalog ale GS din zonă în tabelul 5.3. Sarcinile consumatorilor și încărcările grupurilor din zona Transilvaniei se găsesc în tabelul 5.4.

5.3. DESCRIEREA SUMARĂ A PROGRAMELOR DE CALCUL UTILIZATE PENTRU STUDIUL STABILITĂȚII STATICE A SEE COMPLEXE.

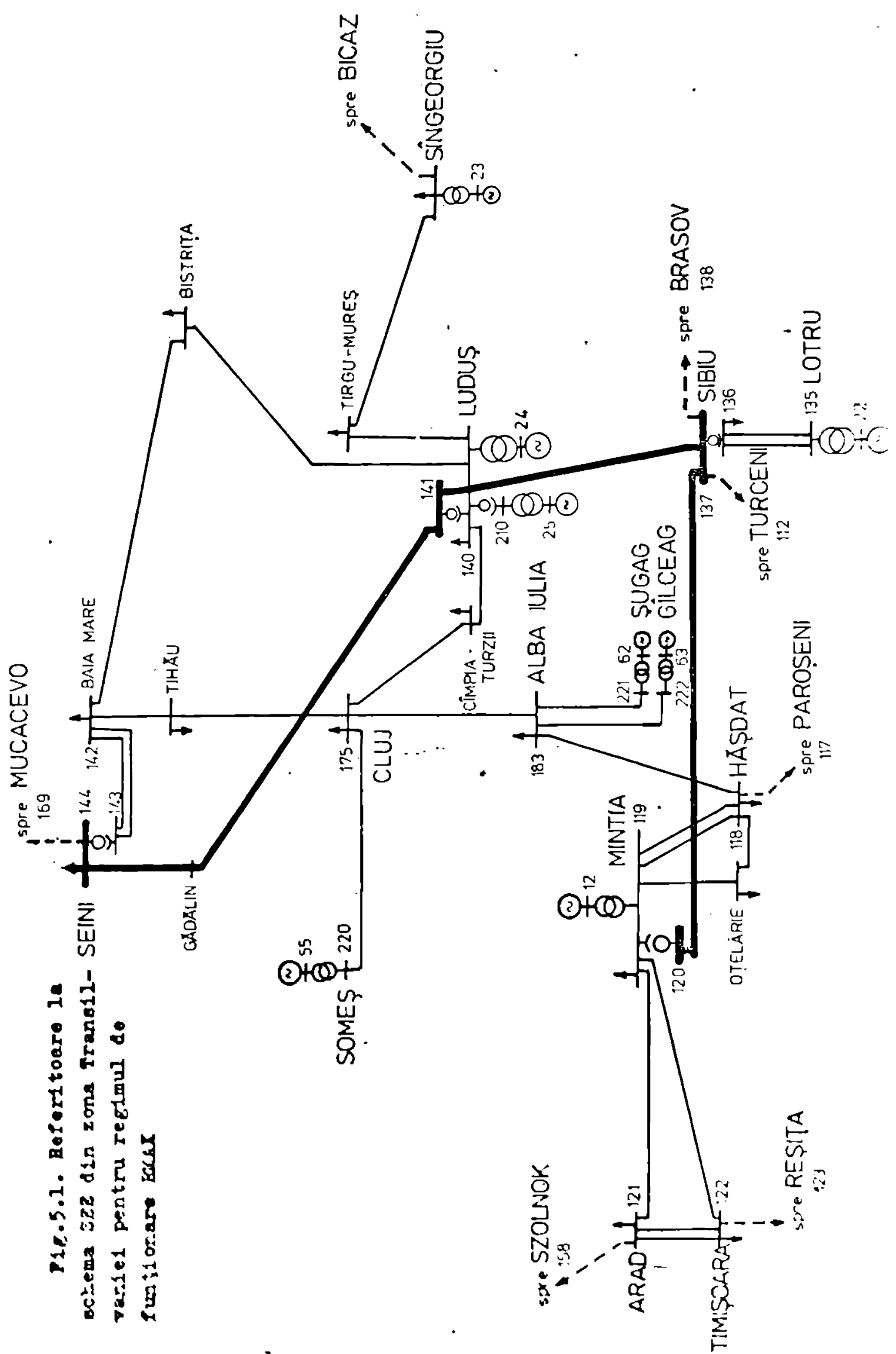
Studiul STS implică transpunerea pe calculator a MM prezentate în cap. 2 și 3, în corelație cu metodele de rezolvare descrise în cap.4. În acest sens a fost elaborat un pachet de programe pentru calculatorul FELIX C-256, intitulat PROGSTS, cu următoarele caracteristici:

1. Este în întregime original, programele care constituie obiectul lucrării /214/ fiind realizate pe durata a patru ani de muncă intensă, cu parcurgerea tuturor etapelor de la faza de concepție legată de întocmirea ordinogramelor, până la cea de finalizare ce implică depănările și testările pe exemple simple.

2. Posibilitățile și flexibilitatea programelor, calitatea MM și a metodelor de rezolvare aplicate, fac ca acestea să aibă un caracter de premieră pe plan național.

3. Programele utilizează majoritatea resurselor de care dispune sistemul de calcul FELIX C-256: fișierele de date pe disc, posibilitatea creării unor puncte de reluare a rulării, multitaskingul, dialogul la consola calculatorului în faza de execuție pentru modificarea unor date,

Fig.5.1. Referitoare la
schemă 522 din zona Transil-
veiniei pentru regimul de
funcționare KKKK



spre SZOLNOK
158

ARAD
121

TIMIȘCARA
122

spre REȘIȚA
123

SOMEȘ
220

CLUJ
175

CÎMPIA
TURZII
140

ALBA IULIA
183

ȘUGAG
221 62

GÎLCEAG
222 53

HAȘDAT
118

spre PAROȘENI
117

spre TURCENI
112

135 LOTRU

spre BRASOV
138

SIBIU
136

spre BICAZ

SÎNGEORGII
23

TIRGU-MUREȘ

LUDUȘ
24

BISTRIȚA

TIHĂU

BAIA MARE
142

spre MUCACEVO
144

169

GĂDALIN

Nr. ort.	Elementul de RE	Noduri limitrofe	Admitanța în u.r.		Raport de transf. u.r.	Obs.
			longitudinală	transversală		
1.	TE MINTIA	12-119	3,35-j95,5	5,83-j62,0	1,0476	RMINI
		12-119	2,68-j76,4	4,66-j49,0	1,0476	RMAXI
2.	TE LOTRU	22-135	1,02-j41,0	2,23-j14,1	1,0476	RMAXI
3.	TE SÎNGEORGIU	23-139	0,19-j8,39	0,49-j6,8	1,075	RMAXI
4.	TE LUDUȘ-200	24-140	0,7 -j19,3	0,71-j12,4	1,0476	RMINI
		24-140	1,33-j38,6	1,42-j24,8	1,0476	RMAXI
5.	TE LUDUȘ-100	25-210	-j17,7	-	1,088	RMINI
		25-210	-j17,7	-	1,0362	RMAXI
6.	TE SOMEȘ	55-220	-j17,8	-	1,0476	RMAXI
7.	TE ȘUGAG	62-221	-j12,3	-	1,0476	RMAXI
8.	TE GÎLCEAG	63-222	-j12,3	-	1,0476	RMAXI
9.	LE HÂȘDAT-MINTIA	118-119	13,9-j75,8	j21,3	-	RMINI + RMAXI
10.	LE HÂȘDAT-OȚELĂRIE - MINTIA	118-119	6,66-j38,1	j9,68	-	"
11.	AT MINTIA	119-120	0,64-j34,7	0,80-j8,0	0,95238	"
12.	LE MINTIA-ARAD	119-121	1,02-j10,2	j114,7	-	"
13.	LE MINTIA-TIMIȘ.	119-122	1,35-j86,4	j85,4	-	"
14.	LE MINTIA-SIBIU	120-137	3,64-j36,7	j34,8	-	"
15.	LE ARAD-TIMIȘ.	121-122	6,27-j40,6	j68,2	-	"
16.	LE LOTRU-SIBIU	135-136	3,80-j24,9	j113,0	-	"
17.	AT SIBIU	136-137	1,29-j69,5	1,60-j16,0	0,95238	"
18.	LE SIBIU-LUDUȘ	137-141	4,74-j47,7	j265,0	-	"
19.	LE LUDUȘ-SÎNGEORGL	140-139	3,64-j22,5	j31,2	-	"
20.	AT LUDUȘ	140-141	1,2 -j40,0	2,01-j10,4	0,95238	"
21.	LE LUDUȘ BAIA-MARE	140-142	0,64-j4,15	j173,0	-	"
22.	LE LUDUȘ-SEINI	141-144	2,72-j27,3	j470,0	-	"
23.	LE SEINI-BAIA MARE	143-142	8,22-j54,7	j50,3	-	"
24.	AT SEINI	143-144	0,64-j34,8	0,8 -j8,0	0,95238	"
25.	LE CLUJ-LUDUȘ	175-140	1,19-j8,79	j71,9	-	"
26.	LE CLUJ-BAIA MARE	175-142	1,5 -j9,4	j78,4	-	"
27.	LE CLUJ-ALBA IULIA	175-183	1,88-j11,5	j61,5	-	RMAXI
28.	LE HÂȘDAT-ALBA I.	118-183	2,07-j13,0	j56,9	-	RMAXI
29.	AT 110 LUDUȘ	210-140	0,35-j16,2	0,48-j7,25	0,99604	RMAXI
30.	LE SOMEȘ-CLUJ	220-175	6,76-j43,3	j16,9	-	RMAXI
31.	LE ȘUGAG-ALBA I.	221-183	4,0 -j25,5	j28,8	-	RMAXI
32.	LE GÎLCEAG-ALBA I.	222-183	3,0 -j19,0	j38,7	-	RMAXI
33.	LE CLUJ-HÂȘDAT	175-118	0,98-j6,9	j118,0	-	RMINI

Caracteristicile consumatorilor și încălzirile centralelor
în funcționarea interconectată a RE.

TABELUL 5.4.

Nr. Ort.	Nr. nod	Numele nodului	U _n kV	RMINI			RMAXI		
				P _{gen} MW	P _{cons} MW	Q _{cons} MVar	P _{gen} MW	P _{cons} MW	Q _{cons} MVar
1.	12	MINTIA 15	15	1020	100	75	790	80	60
2.	22	LOTRU 15	15	-	-	-	461,6	5	3,75
3.	62	SUGAG 15	15	-	-	-	55,7	1,5	1,1
4.	63	GILCEAG 15	15	-	-	-	55,7	1,5	1,1
5.	24	LUDUS-200	15	189,8	10	7,5	386	20	15
6.	25	LUDUS-100	13	193	10	7,5	193	10	7,5
7.	55	SOMES 15	15	-	-	-	193,1	2	1,5
8.	23	SINGEORGIU 10	10	-	-	-	95	5	4
9.	118	HASDAT 220	220	-	219,9	154,3	-	209,6	152,4
10.	119	MINTIA 220	220	-	151,4	60,4	-	171,4	95,3
11.	120	MINTIA 400	400	-	-	-	-	-	-
12.	121	ARAD 220	220	-	267	20	-	294,4	74,9
13.	122	TEMISOARA 220	220	-	115,2	23,5	-	187,6	2,8
14.	135	LOTRU 220	220	-	18,4	9,5	-	-	-
15.	136	SIBIU 220	220	-	174	57	-	273,2	71,9
16.	137	SIBIU 400	400	-	-	-	-	-	-
17.	193	ALBA IULIA 220	220	-	-	-	-	119,2	60
18.	221	SUGAG 220	220	-	-	-	-	-	-
19.	222	GILCEAG 220	220	-	-	-	-	-	-
20.	175	CLUJ 220	220	-	185,3	20,8	-	233,2	41,2
21.	220	SOMES 220	220	-	-	-	-	-	-
22.	210	LUDUS 110	110	-	169,9	50,4	-	169,9	50,7
23.	140	LUDUS 220	220	-	186,4	71,5	-	180,8	59,2
24.	141	LUDUS 400	400	-	-	-	-	-	-
25.	142	BAIA MARE 220	220	-	202,6	37,1	-	292	64,3
26.	143	SEINI 220	220	-	1,5	9,7	-	31,77	12,3
27.	144	SEINI 400	400	-	73	-	-	-	-
28.	139	SINGEORGIU 220	220	-	111,3	70	-	197,3	94
TOTAL				1402,8	1992,8	654,8	2230	2485,4	848,4

alocarea dinamică de memorie în cadrul partiției.

4. Ca limbaj de bază a fost folosit FORTRAN-ul, iar pentru problemele delicate limbajul de asamblare ASSIRIS. Numărul de linii sursă pentru întreg pachetul de programe se situează la peste 10.000. Majoritatea taskurilor au fost segmentate, având o structură arborescentă organizată pe mai multe nivele. Datele s-au grupat pe blocuri, inclusiv blocuri de date comune.

5. Rezultatele sînt afișate sub formă de tabele sau grafice, conținînd toate comentariile necesare pentru o ușoară înțelegere și manevrarea lor.

Numele tuturor programelor începe cu literele "STS" de la Stabilitatea Statică (Static Stability). În continuare ele vor fi prezentate foarte succint:

1. STSPOWN: rezolvă regimul staționar al RE cu metoda Newton-Raphson decuplată utilizînd triunghiularizarea ordonată a iacobianului.

2. STSPOWG: rezolvă regimul staționar al RE cu metoda Gauss-Seidel; constituie o alternativă pentru STSPOWN.

3. STSGEN: creează fișierul de date cu parametrii GS exprimați în u.r. la nivelul SEE.

4. STSECON: creează fișierul de date cu parametrii consumatorilor exprimați în u.r. la nivelul SEE.

5. STSRET: calculează mărimile de stare ale GS și coeficienții din ecuațiile corespunzătoare bilanțului de putere activă, respectiv reactivă în nodurile RE.

6. STSECON: formează matricile de stare, intrare și ieșire ale SEC diferențiale liniare ce aproximează comportarea SEE la mici perturbații.

7. STSVAER: calculează VPR ale matricii de stare.

8. STSPREP: pregătește SEC diferențiale pentru integrarea numerică.

9. STSDYN: integrează SEC diferențial liniar utilizînd algoritmul decris în § 4.4.

10. STSLIST: afișează răspunsul SEE la o perturbație, calculează și tipărește indicatorii de calitate (definiți ca în § 5.7.).

Cu aceste programe pot fi analizate SEE complexe care conțin pînă la 50 de GS, 300 de elemente de RE (LE, TE și AT), 200 de noduri consumatoare.

Timpul de calcul al unității centrale a fost de aproximativ 7 minute pentru regimul de sarcină minimă la o rulare completă și de 35 minute pentru regimul de sarcină maximă (rularea nu a inclus în acest calculul VPR). Pe componenta, timpul de calcul al unității centrale, la regimul de sarcină minimă, este repartizat astfel: calculul regimului permanent și crearea fișierului de date 3 %, formarea SEC diferențiale 7 %, integrarea ecuațiilor 48 %, calculul VPR 34 %, listarea completă a rezultatelor 8 %. La regimul de sarcină maximă la care dimensiunea SEE a crescut simțitor, ponderea principală o constituie integrarea care atinge 85 % din timpul total, pe cînd restul fazelor de calcul luate împreună necesită doar 15 % din timp. Timpul real de obținere a rezultatelor crește puțin față de cel folosit de unitatea centrală, datorită unor noi necesare operațiilor de intrare-ieșire folosite în lucrul cu perifericele (discurile magnetice și imprimanta). Programele de calcul au fost rulate într-o partiție cu capacitatea de 50 pagini memorie (100 kiloocteți). Numărul de fișiere este de 10, iar zona totală alocată cuprînde pe un disc tip AD un număr de 200 cilindri.

Testarea programelor s-a realizat în cadrul lucrării /214/, iar rezultatele obținute au dat deplină satisfacție.

5.4. REGIMUL PERMANENT NORMAL DE FUNCȚIONARE A ZONEI TRANSILVANIEI.

Ca urmare a unor avarii exterioare zonei Transilvaniei care periclitează stabilitatea, se preconizează desfacerea legăturilor cu restul SEN și atingerea unui regim permanent care să permită alimentarea în continuare a principalilor consumatori. Regimul permanent insularizat trebuie să fie suficient de "apropiat" de regimul permanent când zona este interconectată la SEN, pentru ca tranziția între ele să fie posibilă. Aceasta implică condiția ca numărul de manevre din SEE să fie minim, numărul, puterea și importanța consumatorilor sacrificați să fie cât mai reduse, fără ca încărcarea centralelor electrice din zonă să se modifice substanțial.

Regimurile de bază ale RE interconectate, RMINI și RMAXI, definite în § 5.2., au fost determinate cu ajutorul programului STSPOWN, circulația de putere pe legăturile zonei Transilvaniei cu exteriorul fiind redată în tabelul 5.5.

Schimbul de putere al zonei Transilvaniei cu exteriorul în regim interconectat TABELUL 5.5.

Nr. crt.	Interconexiunea cu SEN	Nr.noduri limitrofe	R M I N I		R M A X I	
			P MW	Q MVar	P MW	Q MVar
1.	REȘIȚA-TIMIȘOARA	123-122	171,0	-23,9	253,9	60,0
2.	SZOLNOK-ARAD	158-121	-	-	-81,3	-37,3
3.	PAROȘENI-HĂȘDAT	117-118	122,0	-34,5	147,8	46,3
4.	TURCENI-SIBIU	112-137	518,7	-37,6	461,6	-50,6
5.	BRAȘOV-SIBIU	138-137	-130,0	6,6	-34,2	16,6
6.	BICAZ-SÎNGEORGIU	153-139	-64,0	2,5	-101,4	16,6
7.	MUCACEVO-SEINI	169-144	-	-	-31,8	24,5
		TOTAL	617,7	-86,9	306,6	76,1

Obs. Sensul de circulație a puterii este cu + dacă se injectează energie în zonă și cu - dacă se debitează energia din zonă.

Se remarcă că în ambele regimuri zona Transilvaniei se caracterizează printr-un deficit de putere activă, mult mai important în cazul RMINI, decât în cazul RMAXI. Prin urmare izolarea zonei presupune ca la aceeași încărcare a centralelor să fie necesară sacrificarea unor consumatori mai puțin importanți astfel ca să se restabilească bilanțul de putere activă. Ponderea puterii active sacrificate din total reprezintă pentru regimul de minim:

$P_{rmin} = \frac{617,7}{1992,8} \times 100 = 31 \%$ și s-a ales $P_{rmin} = 33,3 \%$
iar pentru regimul de maxim:

$P_{rmax} = \frac{306,6}{2485,4} \times 100 = 12,4 \%$ și s-a ales $P_{rmax} = 13 \%$

Sarcinile consumatorilor în regim normal la funcționarea insularizată s-au stabilit în consecință astfel:

- sarcinile reprezentate pe barele GS nu au fost schimbate, ele constituind consumul propriu al centralelor;
- restul sarcinilor s-au redus proporțional cu ponderile P_{rmin} , P_{rmax} alese mai sus.

Încărcarea centralelor a rămas nemodificată practic ca la regimul interconectat cu SEN, cu excepția nodului nr.24 LUDUȘ-200, care joacă rolul nodului de echilibrare.

Datele referitoare la puterile din regimurile de sarcină minimă la funcționare insularizată (notat prescurtat RMIN), respectiv de sarcină maximă la funcționarea insularizată (notat prescurtat RMAX) se găsesc prezentate în tabelul 5.6. Se menționează că structura RE din zonă rămâne nemodificată fiind cea dată în fig. 5.1, 5.2, iar parametrii elementelor de RE din tabelele 5.2 și 5.3. vor fi neschimbați în continuare.

Calculul regimului staționar s-a făcut tot cu ajutorul programului STSPOWN. În cazul RMIN s-a constatat că GS de la LUDUȘ se încarcă ușor capacitiv dacă se menține tensiunea pe barele centralei identică cu cea de la RMINI. Pentru a evita acest inconvenient s-au impus valorile tensiunilor astfel: pentru nodul 24 $U_{24} = 15,7 \text{ kV}$ (față de $U_{24} = 15,785 \text{ kV}$) și pentru nodul 25 $U_{25} = 13,3 \text{ kV}$ (față de $U_{25} = 13,58 \text{ kV}$) și pentru nodul 12 $U_{12} = 15,1 \text{ kV}$ (față de $U_{12} = 16,13 \text{ kV}$).

Tensiunile în noduri și parametrii consumatorilor în regim de mici perturbații calculați cu (3.4.12) se redau în tabelul 5.7.

Pierderile de putere activă și reactivă în RE au valorile:

- pentru RMIN: $\Delta P = 20,11 \text{ MW}$ (1,4 %) $\Delta Q = -172,12 \text{ MVAR}$ (-40 %);
- pentru RMAX: $\Delta P = 36,76 \text{ MW}$ (1,5 %) $\Delta Q = -23,05 \text{ MVAR}$ (-3 %).

Comparând cele două situații și anume RMIN cu RMAX se evidențiază următoarele aspecte:

1. Rezerva de putere turnantă este mai mică pentru RMIN (4,1 %) față de RMAX (9,6 %).

2. Șocul de putere la scoaterea din funcțiune a celui mai mare grup este de 14,6 % pentru RMIN față de numai 8,6 % pentru RMAX.

3. Atingerea RMIN prezintă dificultăți mult mai mari ca și cea a lui RMAX datorită unor sacrificii mult mai mari de consumatori (33 % față de 13 %) ca și necesității micșorării tensiunilor la bornele GS prin scăderea curentului de excitație.

4. Din punct de vedere al pierderilor de energie prin efect Joule-

Ambele regimuri insularizate nu prezintă inconveniente.

5. RMAX ridică probleme în special legate de funcționarea în paralel a centralelor de tip diferit: CTE și respectiv CHE, care necesită o bună corelare între reglajele de tensiune și respectiv turatie aferente GS.

6. RMIN este mai dificil decât RMAX prin faptul că impune sacrificarea unei ponderi mari din consum în condițiile unei rezerve turnante reduse.

În final se apreciază că RMIN este mai greu ca și RMAX, ceea ce necesită o analiză mai atentă a lui, însă la RMAX pot apărea probleme legate de alegerea parametrilor SRAE și SRAV datorită numărului mai ridicat de GS și a tipurilor diferite aflate în funcțiune.

5.5. ANALIZA STABILITĂȚII STATICE A REGIMULUI DE SARCINĂ MINIMĂ LA FUNCȚIONAREA INSULARIZATĂ A ZONEI TRANSILVANIEI.

Pentru zona Transilvaniei funcționând în regim RMIN s-au calculat VPR ale matricii de stare corespunzătoare MM (3.6.7). Utilizând programele de calcul adecvate din PROGSTS s-au obținut următoarele VPR dominante:

$$\lambda_1 = -7,575 \times 10^{-5}$$

$$\lambda_2 = -3,950 \times 10^{-4}$$

$$\lambda_3 = -3,954 \times 10^{-4}$$

$$\lambda_{4,5} = -5,756 \times 10^{-4} \pm j 2,471 \times 10^{-2}$$

$$\lambda_{6,7} = -7,988 \times 10^{-4} \pm j 3,216 \times 10^{-2}$$

Restul VPR se găsesc situate în stînga VPR dominante.

Analizînd repartizarea VPR în planul complex se evidențiază următoarele aspecte:

1. SEE este stabil static ca o consecință a faptului că toate VPR se găsesc în semiplanul corespunzător semiaxeii reale negative.

2. Constantele de timp cu care se amortizează fenomenele tranzitorii se situează în domeniul (0,045 ÷ 42,02) s. Mai mult, toate constantele de timp corespunzătoare amortizărilor, cu excepția uneia sînt sub 8,06 s.

3. Factorii de amortizare corespunzători modurilor principale de oscilație sînt mai mari ca și $k_{am,min} = 0,0225$.

4. Pulsatiile proprii ale mărimilor se situează sub 0,0322 u.r., deci frecvențele proprii sînt sub 1,61 Hz corespunzîndu-le perioade de oscilație mai mari de 0,6 s.

În scopul obținerii unor informații mai ample s-a simulat o perturbare care să scoată SEE din punctul de echilibru. Aceasta a constat din modificarea variabililor de stare corespunzătoare cu o creștere de scurtă durată a puterii în nodul 175 CLUJ. Modificarea considerată a

Sarcinile consumatorilor și încărcările centralelor din zona Transilvaniei în regim insularizat

TABELUL 5.6.

Nr. crt.	Nr. nod	Numele nodului	U _n kV	R M I N			R M A X		
				P _{gen} MW	P _{cons} MW	Q _{cons} MVAR	P _{gen} MW	P _{cons} MW	Q _{cons} MVAR
1.	12	MINTIA 15	15	1020	100	75	790	80	60
2.	22	LOTRU 15	15	-	-	-	461,6	5	3,
3.	62	ȘUGAG 15	15	-	-	-	55,7	1,5	1,
4.	63	GÎLCEAG 15	15	-	-	-	55,7	1,5	1,
5.	24	LUDUȘ-200	15	176,9	10	7,5	371,2	20	15
6.	25	LUDUȘ-100	13	193	10	7,5	193	10	7,
7.	55	SOMEȘ-15	15	-	-	-	193,1	2	1,
8.	23	SÎNGEORGIU 10	10	-	-	-	95	5	4
9.	118	HAȘDAT 220	220	-	146,7	102,9	-	182,4	137,
10.	119	MINTIA 220	220	-	101	28,2	-	149,1	82,
11.	120	MINTIA 400	400	-	-	-	-	-	-
12.	121	ARAD 220	220	-	178	13,3	-	256,1	65,
13.	122	TIMIȘOARA 220	220	-	76,8	15,7	-	163,2	2,
14.	135	LOTRU 220	220	-	12,2	4,3	-	-	-
15.	136	SIBIU 220	220	-	116,1	38	-	237,7	62,
16.	137	SIBIU 400	400	-	-	-	-	-	-
17.	183	ALBA IULIA 220	220	-	-	-	-	103,7	52,
18.	221	ȘUGAG 220	220	-	-	-	-	-	-
19.	222	GÎLCEAG 220	220	-	-	-	-	-	-
20.	175	CLUJ 220	220	-	123,6	13,9	-	202,8	35,
21.	220	SOMEȘ 220	220	-	-	-	-	-	-
22.	210	LUDUȘ 110	110	-	113,3	33,6	-	147,8	44,
23.	140	LUDUȘ 220	220	-	124,3	47,7-	-	157,3	51,
24.	141	LUDUȘ 400	400	-	-	-	-	-	-
25.	142	BAIA MARE 220	220	-	135,1	24,7	-	254	55,
26.	143	SEINI 220	220	-	- 1,5	- 9,7	-	27,7	10,
27.	144	SEINI 400	400	-	50	-	-	-	-
28.	139	SÎNGEORGIU 220	220	-	74,2	46,7	-	171,7	87,
TOTAL				1389,9	1369,8	449,3	2215,3	2178,5	776,

foșt de 1 % din sarcina totală a GS, ceea ce corespunde unei puteri de 13,6 MW. Folosind programele de calcul adecvate din PROGSTE s-a obținut variația principalelor mărimi ce caracterizează comportarea GS considerate în regim de mici perturbații și care este prezentată în fig. 5.3. pînă la 5.12. Se precizează că accelerațiile "a", vitezele unghiulare și unghiurile rotoarelor ψ sînt raportate la mărimile corespunzătoare ale centrului de inerție al SRS care sînt prezentate în aceeași figură.

Conținutul în nodurile RE și parametrii consumatorilor din zona Transilvaniei în regim incalorizat

TABELUL 5.7.

Nr. și tip nod	Numele nodului	R M A X				R M I N			
		U u.r.	S grade	K _{CRU} u.r.	K _{CCU} u.r.	U u.r.	S grade	K _{CRU} u.r.	K _{CCU} u.r.
12 C	MINTIA 15	1,0672	-21,7	0,241	0,657	1,0067	16,06	0,482	0,910
22 C	LOTRU 15	1,0499	- 8,3	0,018	0,042	-	-	-	-
62 C	ȘUGAG 15	1,0492	-22,1	0,005	0,012	-	-	-	-
63 C	GÎLCEAG 15	1,0491	-21,7	0,005	0,012	-	-	-	-
24 C	LUDUȘ-200	1,0658	-20,9	0,061	0,165	1,0467	4,52	0,037	0,085
25 C	LUDUȘ-100	1,0875	-19,3	0,024	0,079	1,0231	7,30	0,044	0,089
55 C	SOMEȘ 15	1,0465	-21,1	0,007	0,017	-	-	-	-
23 C	SÎNGEORG.10	1,0479	-21,7	0,018	0,046	-	-	-	-
118 C	HÂȘDAT 220	1,0659	-26,8	0,556	1,511	1,0361	9,88	0,582	1,190
119 D	MINTIA 220	1,0784	-26,1	0,743	0,972	1,0453	11,06	0,593	0,349
120 D	MINTIA 400	1,0374	-24,9	-	-	1,0208	6,54	-	-
121 A	ARAD 220	1,0097	-37,7	1,733	0,850	1,0239	4,17	1,142	0,170
122 B	TIMIȘ.220	1,0157	-37,4	1,247	0,032	1,0240	3,68	0,573	0,206
135 C	LOTRU 220	1,0927	-13,6	-	-	1,0863	1,12	-	-
136 D	SIBIU 220	1,0758	-22,3	1,201	0,737	1,0837	1,38	0,561	0,442
137 D	SIBIU 400	1,0395	-23,9	-	-	1,0350	2,37	-	-
138 E	ALBA I.220	1,0695	-27,4	0,658	0,641	-	-	-	-
121 C	ȘUGAG 220	1,0777	-26,5	-	-	-	-	-	-
122 C	GÎLCEAG 220	1,0802	-26,1	-	-	-	-	-	-
175 B	CLUJ 220	1,0762	-28,4	1,252	0,436	1,0664	1,33	0,794	0,172
220 C	SOMEȘ 220	1,0849	-26,3	-	-	-	-	-	-
110 E	LUDUȘ 110	1,0999	-24,3	0,822	0,516	1,0954	2,45	0,644	0,396
140 E	LUDUȘ 220	1,0954	-25,1	0,893	0,607	1,0801	0,37	0,755	0,576
141 E	LUDUȘ 400	1,0476	-25,4	-	-	1,0421	0,69	-	-
142 C	BAIA M.220	1,0718	-31,9	0,726	0,607	1,0896	-3,29	0,308	0,259
143 F	SEINI 220	1,0805	-30,8	0,168	0,129	1,0963	-2,71	-	-
144 E	SEINI 400	1,0419	-28,4	-	-	1,0488	-1,66	0,529	-
139 D	SÎNGEORG.220	1,0744	-26,7	0,874	0,966	1,0571	-1,09	0,412	0,567

Studiind oscilațiile cauzate de mica perturbație se reliefează următoarele aspecte:

1. Din fig. 5.3a se remarcă mișcarea oscilatorie a centrului de inerție a SER față de axa de referință sincronă. Raportul primelor două valori absolute ale amplitudinilor este de $r=1,244$ iar perioada de oscilație este în jur de $T=17,4$ s; se poate deduce ușor că raportizarea în acest caz se face cu o constantă de timp în jur de $T_n=30,3$ s care se

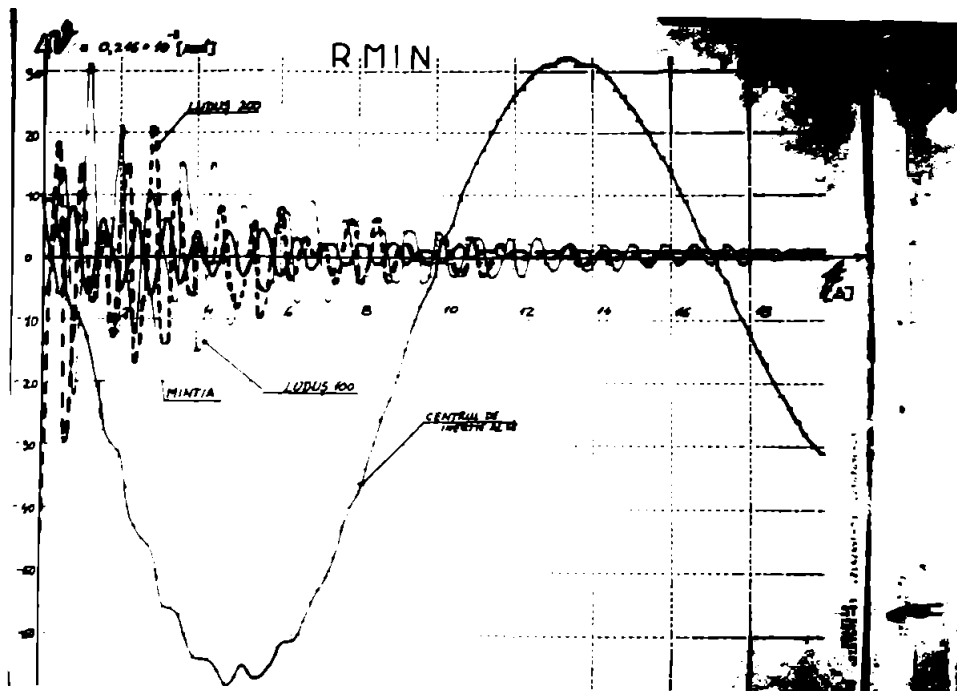


Fig. 5.3a
Variația Δv
pentru RMIN
($t=20s$)

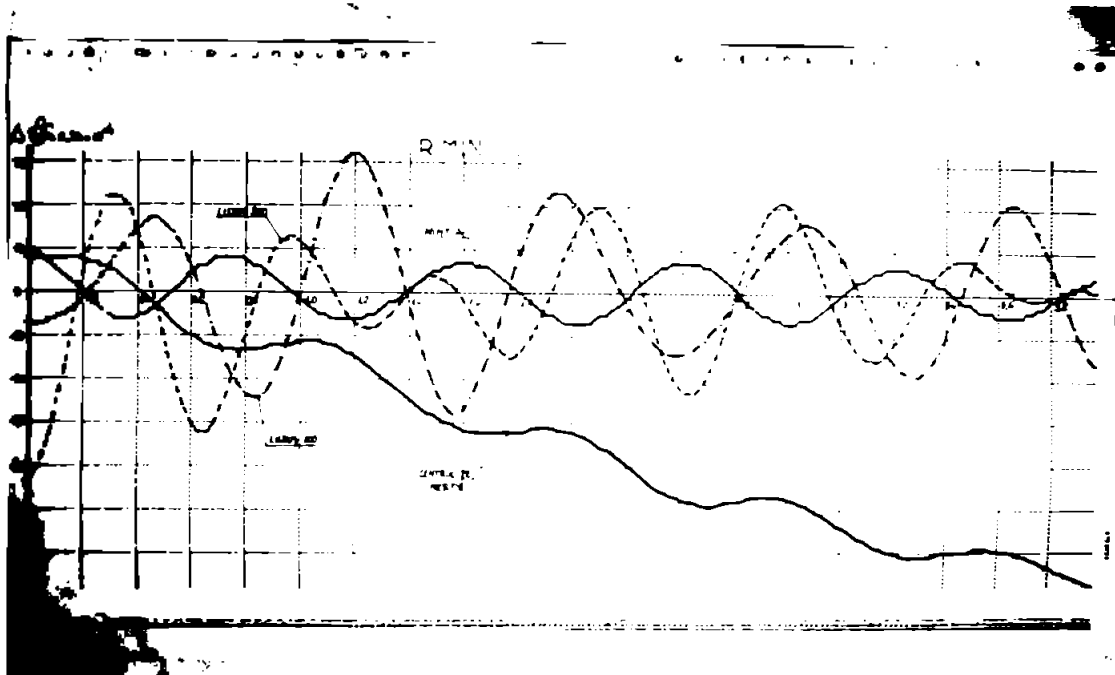


Fig. 5.3b
Variația Δv
pentru RMIN
($t=4s$)

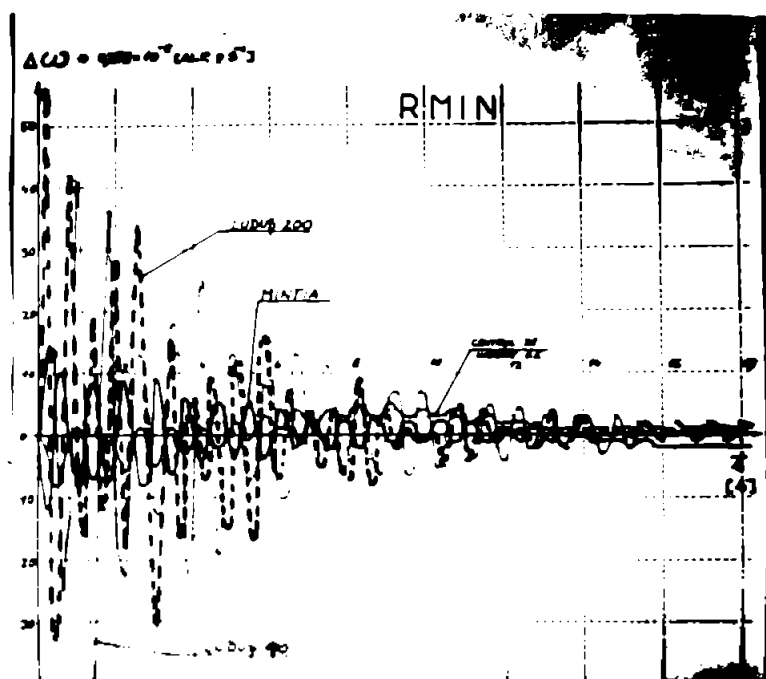


Fig. 5.4a
Variația Δv
pentru RMIN
($t=18s$)

apropie mult de cea calculată din VIR (42,02 s). Această remarcă servește la interpretarea fenomenologică a celei mai dominante VIR din proces, care corespunde constantei de timp cu care se amortizează oscilațiile centrului de inerție față de axa sincronă.

2. În fig. 5.3 sînt prezentate oscilațiile unghiurilor rotoarelor GS față de centrul de inerție ca și a acestuia față de axa sincronă (în fig. 5.3a pentru 20 s, iar în fig. 5.3b doar pentru primele 4 s). Se verifică cu ușurință următoarele afirmații:

- a) Amortizarea oscilațiilor între GS durează în jur de 20 s, ceea ce corespunde unor constante de timp de sub 5 s.
- b) Perioadele de oscilație sînt pentru MINTIA 0,86 s, pentru LUDUȘ-200 0,66 s, și pentru LUDUȘ-100 0,78 s.
- c) Raportul inerțiilor GS este în ordinea: LUDUȘ-200/LUDUȘ-100/MINTIA de 1/1,4/5,8; corespunzător, amplitudinile oscilațiilor rotoarelor față de centrul de inerție vor fi mai mici la MINTIA decît la LUDUȘ, unde acestea vor fi comparabile pentru cele două tipuri de grupuri. Mai mult se verifică în orice punct respectarea relațiilor (3.6.24). Drept cazuri de verificare imediată semnalăm punctele corespunzătoare timpului de 1,39 s (toate valorile egale cu zero) de 1,81 s (MINTIA: 0, LUDUȘ-100: 9, LUDUȘ-200: 14) și de 1,1 s (MINTIA: 6, LUDUȘ-100: 25, LUDUȘ-200: 0).
- d) Deși din punct de vedere electric GS de 100 MW și de 200 MW de la LUDUȘ sînt foarte apropiate ele nu oscilează în fază unul în raport cu celălalt; acest fapt se datorește caracteristicilor lor mecanice și electrice deosebite (există diferență între GS de pînă la 50 %).
- e) Se constată că oscilațiile centrului de inerție față de axa sincronă sînt mai importante decît cele a GS față de acesta. Explicația este dată de faptul că cele trei centrale formează un SEE în cadrul căruia legătura dintre ele este suficient de rigidă pentru a permite doar deviații destul de reduse față de mișcarea ansamblului. Rigiditatea legăturii dintre centrale este evidentă avînd în vedere configurația și caracteristicile RE de interconexiune a lor (fig. 5.2).

Afirmațiile a) și b) confirmă concluziile evidențiate din analiza VPR ale matricii de stare. Referitor la afirmația d) se poate admite prin extrapolare că la GS presupuse identice din cadrul unei centrale, mici dispersii ale valorilor parametrilor să conducă la oscilații diferite ale lor, care în cazuri defavorabile pot determina apariția autooscilațiilor.

3. Urmărind modul de variație a vitezelor unghiulare prezentat în fig. 5.4a (pentru 18 s) și 5.4b (pentru 4 s) se constată următoarele aspecte:

- a) Rotoarele GS de la LUDUȘ prezintă o variație a vitezei unghiulare mult mai pronunțată decît la MINTIA (în primelul moment de peste 4-5 ori) datorită accelerațiilor mai importante la care sînt supuse (fig. 5.5) cît și datorită inerției lor mecanice mai reduse.

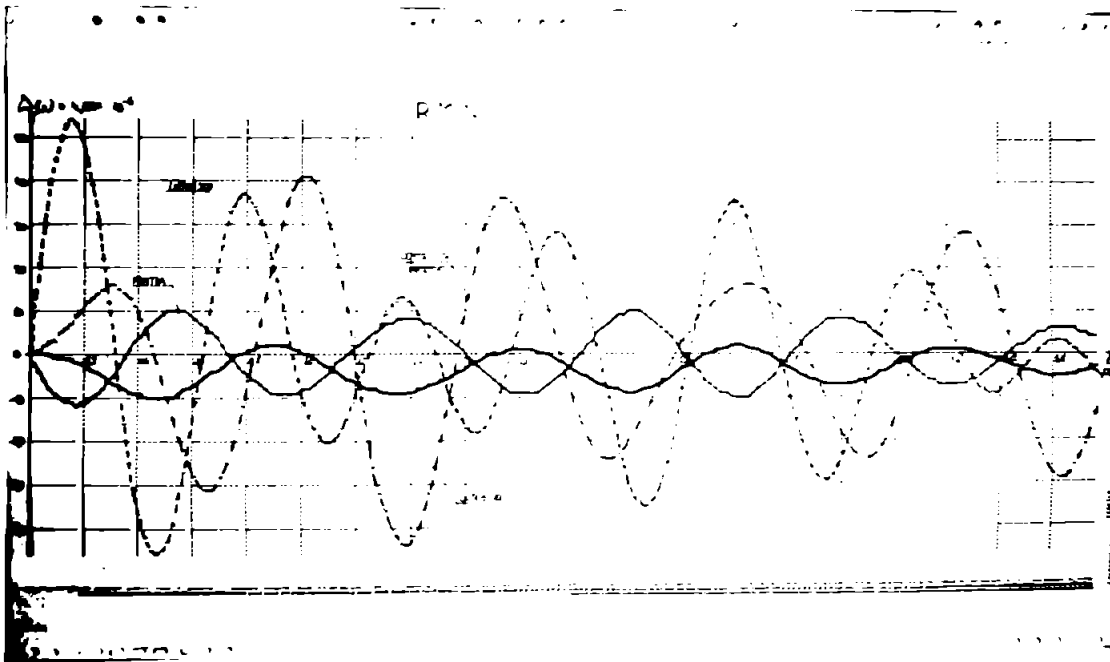


Fig.5.4b
Variația $\Delta\omega$
pentru RMIN
($t=4s$)

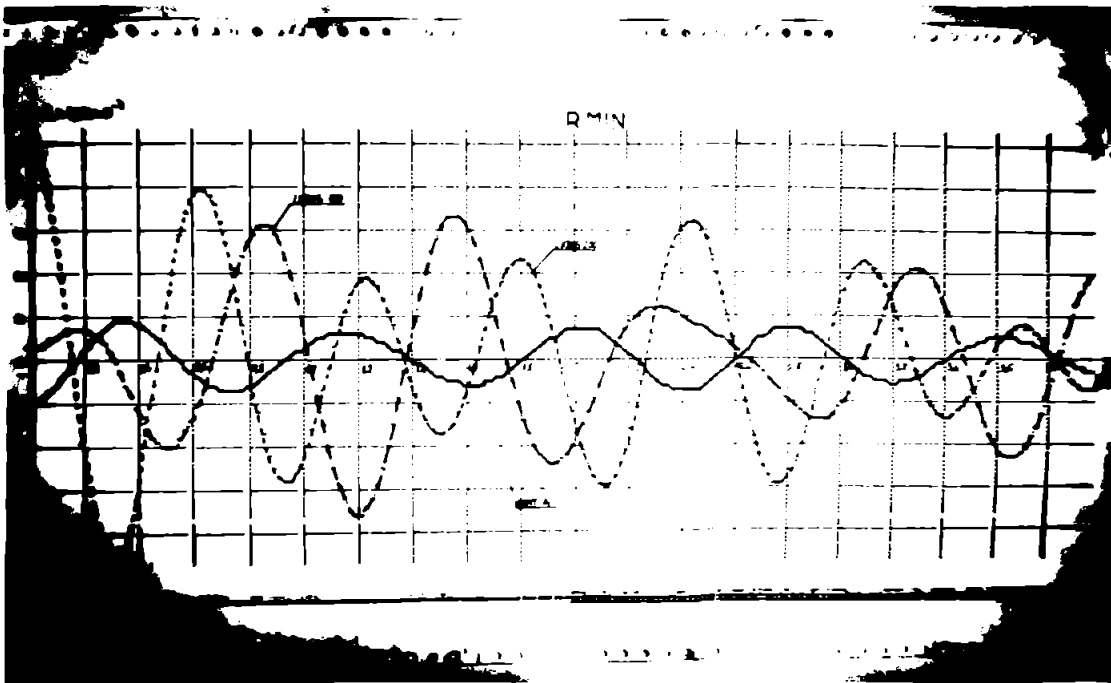


Fig.5.5
Variația
accelerațiilor
unghiulare
pentru RMIN

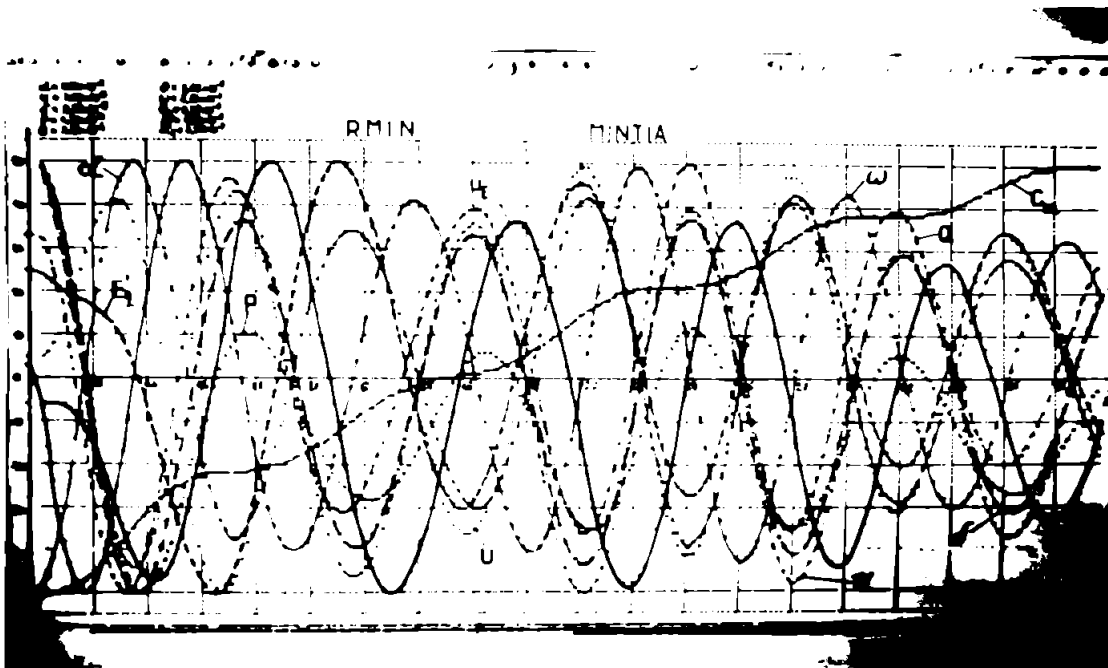


Fig.5.6a
Variația prin-
cipalelor mo-
rmi la 60
MINIA pen-
RMIN

- b) Perioadele de oscilație corespund cu cele ale variației unghiurilor rotoarelor față de poziția axei sincrono.
- c) Vitezele unghiulare relative la centrul de inerție verifică și ele relația corespunzătoare (3.6.24). De exemplu la 1,2 s (LUDUȘ-200: -11, LUDUȘ-100: 41, MINTIA: -8, adică $-11+1,4 \times 41 - 8 \times 5,8 = 0$).
- d) Modificările vitezelor unghiulare ale GS față de centrul de inerție sînt mai importante decît modificarea vitezei unghiulare a centrului de inerție față de axa de referință sincronă. Explicația constă în constanța mecanică mare corespunzătoare tuturor rotoarelor care caracterizează mișcarea centrului de inerție pe de o parte și cuplul accelerator total de valoare redusă al ansamblului obținut din suma cuplurilor tuturor GS, pe de altă parte; spre deosebire, pentru un rotor inerția este mai redusă iar cuplul accelerator este important.

4. În fig. 5.6a, 5.6b, 5.6c este prezentată variația principalelor mărimi la GS din cele trei centrale. Se evidențiază următoarele fenomene:

- a) Accelerația rotorului "a" pentru fiecare centrală este defazată $\pi/2$ înaintea vitezei unghiulare ω care este și ea defazată cu $\pi/2$ față de unghiul rotorului ψ . Cu alte cuvinte "a" și ψ variază în contrafază, adică trec simultan prin zero și ating simultan valori extreme de semne contrare (una valoarea maximă, cealaltă minimă și invers). Forma de variație obținută oglindește direct fenomenul fizic știind că "a" este derivata lui ω care este derivata lui ψ .
- b) Acțiunea SRAE se manifestă în forma de variație a tensiunii de excitație u_g față de cea de la borne U și anume: la scăderea lui U, u_g crește, întârzierea fiind de 0,22 s ceea ce reprezintă aproximativ suma constantelor de timp ale SRAE (egală cu 0,25 s).
- c) T.e.m. E'_q este defazată în timp în urma tensiunii de excitație u_g cu o diferență corespunzătoare la 0,22 s pentru MINTIA, la 0,2 s pentru LUDUȘ-200 și la 0,22 s pentru LUDUȘ-100. Aceste diferențe sînt de 30 de ori mai mici ca și constantele de timp ale înfășurării de excitație T'_{do} (6,58 s pentru MINTIA, 6,1 s pentru LUDUȘ-200 și 6,86 s pentru LUDUȘ-100). Această micșorare substanțială se datorește reacției produse de curenții statorici /50/.
- d) Se constată că variațiile vitezei unghiulare ω și ale cuplului mecanic C_m oglindesc perfect acțiunea SRAV: la creșterea turației se produce o scădere a lui C_m cu întârzierea dată de suma constantelor de timp ale RAV (0,2 s) și MP (0,15 s). Acest lucru poate fi remarcat cu ușurință la GS de la LUDUȘ-100 unde pentru $t=1,36$ s ω crește și la $t=1,7$ s C_m scade. Pentru LUDUȘ-200 la $t=0,78$ s ω scade și la $t=1,12$ s C_m crește.
- e) La mici perturbații, abaterea puterii la borne P urmărește variația abaterii unghiului ψ (fig.5.6), ceea ce concordă cu afirmațiile teoretice care susțin că $\partial P / \partial U$ se poate neglija în raport cu $\partial P / \partial \psi$.

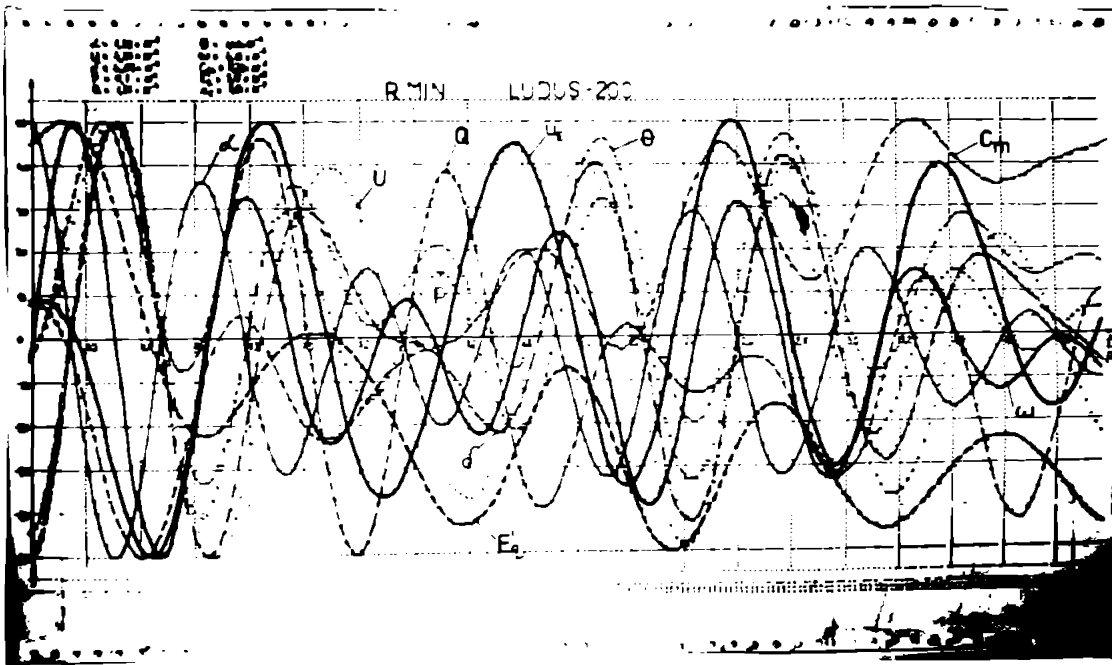


Fig.5.6b.
Variația prin-
cipalelor mă-
rimi la GS
LUDUS-200
pentru RMIN

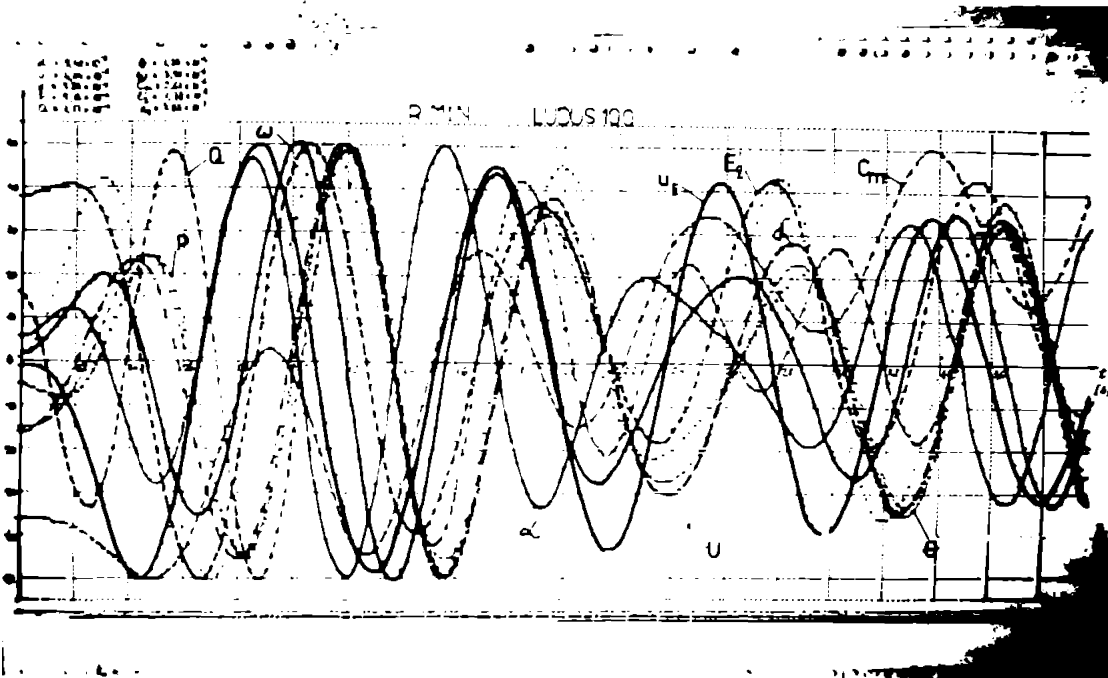


Fig.5.6c.
Variația prin-
cipalelor mă-
rimi la GS
LUDUS-100
pentru RMIN

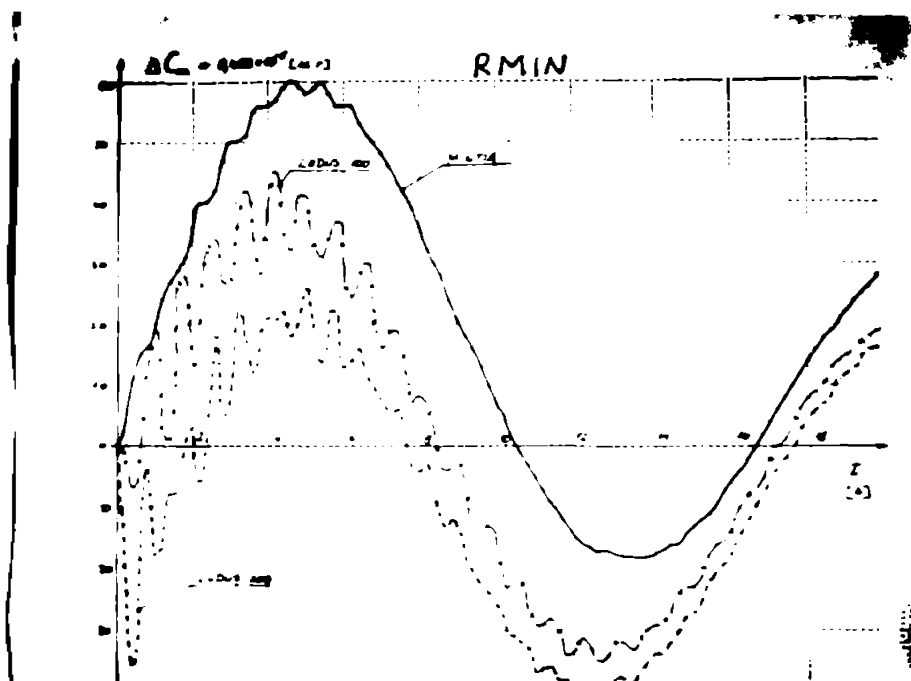


Fig.5.7a.
Variația C_m
pentru RMIN

c) Unghiul δ al tensiunii la borne față de axa sincronă variază practic sinfazic cu unghiul ψ al rotorului, ceea ce din punct de vedere fizic este absolut normal.

5. Variația cuplului mecanic (fig.5.7a) la GS are două componente:

- Una principală corespunzătoare modificării turației centrului de inerție. Această componentă are aceeași perioadă ca și cea care caracterizează oscilațiile centrului de inerție și se constată că este în opoziție de fază cu variația unghiului centrului de inerție și decalată cu $\pi/2$ înaintea turației acestuia. Ținând cont de ecuația de mișcare a centrului de inerție (3.6.25) rezultă că valoarea cuplului total mediu corespunde mediei sumei cuplurilor mecanice, media sumei cuplurilor electrice fiind neglijabilă. Această afirmație poate fi demonstrată cu ușurință știind că valoarea cuplului electric este proporțională aproximativ cu valoarea puterii electrice debitate la borne, iar din fig.5.7b se constată că valoarea puterii medii pe o durată de câteva secunde e foarte mică, practic zero.

- A doua componentă are o frecvență mai ridicată și corespunde diferențelor de turație dintre rotoare și centrul de inerție. Pentru că această diferență este mai redusă la MINTIA decât la LUDUȘ (fig.5.4b) și modificările în cuplul mecanic vor fi de valori corespunzătoare: mici pentru MINTIA mari pentru LUDUȘ. În final se remarcă faptul că mișcarea centrului de inerție este influențată în principal de inerția totală a grupurilor și de cuplul mecanic total a cărui modificare este dictată de SRAV. Acești doi factori sînt cei care determină caracterul oscilațiilor ansamblului SEE.

6. Variațiile puterilor active la bornele GS sînt reprezentate în fig.5.8. Ținând cont de afirmația de la pct.4e) se explică ușor că abateri importante ale puterii debitate de MINTIA sînt relativ rapid amortizate, iar abateri mici inițiale, ca de exemplu cele de la LUDUȘ-100 să fie în primele secunde amplificate, ca apoi ele să scadă treptat (desigur la valori apropiate pentru puterile sincronizante).

7. Tensiunile la bornele celor trei centrale variază sinfazic și în plus diferențele între valori sînt relativ mici (fig.5.10). Acest fenomen este datorat cuplajului electric strîns între centrale ca urmare a unei legături directe prin LE de 400 kV între localitățile Luduș și Mintia, dublate de o buclă pe nivelul de 220 kV.

8. Tensiunile de excitație u_E la GS variază și ele sinfazic și aproximativ egal ca urmare a egalității parametrilor SRAE (fig.5.11). Diferență puțin coeficienții de amplificare exprimați în u.r. la nivelul SEE. MINTIA-0,016, LUDUȘ-200-0,014 și LUDUȘ-100-0,013 u.r. Aceste diferențe sînt estompate de faptul că amplitudinea tensiunii este ceva mai mare la LUDUȘ-200 și mai mică pentru MINTIA (se găsesc în raportul 1/1,1).

9. Abaterile inițiale pentru t.e.m. E'_q diferă mult pentru LUDUȘ-200 față de MINTIA și LUDUȘ-100. Datorită SRAE ca și stabilității bune a

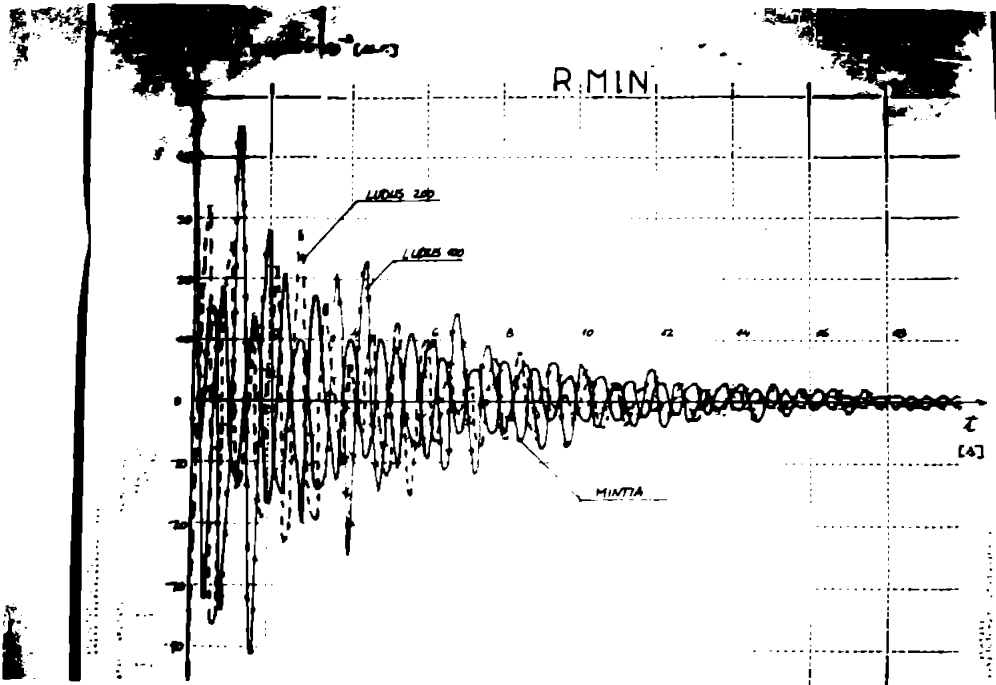


Fig.5.7b.
Variația ΔP
pentru RMIN
($t=18s$)

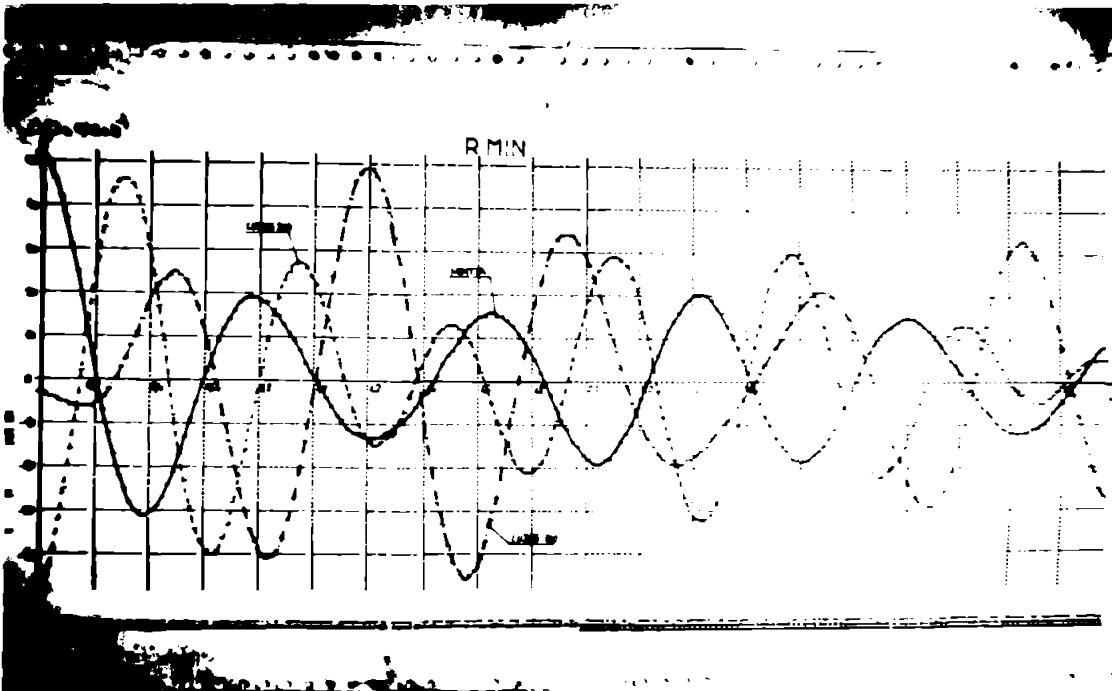


Fig.5.8.
Variația ΔP
pentru RMIN
($t=4s$)

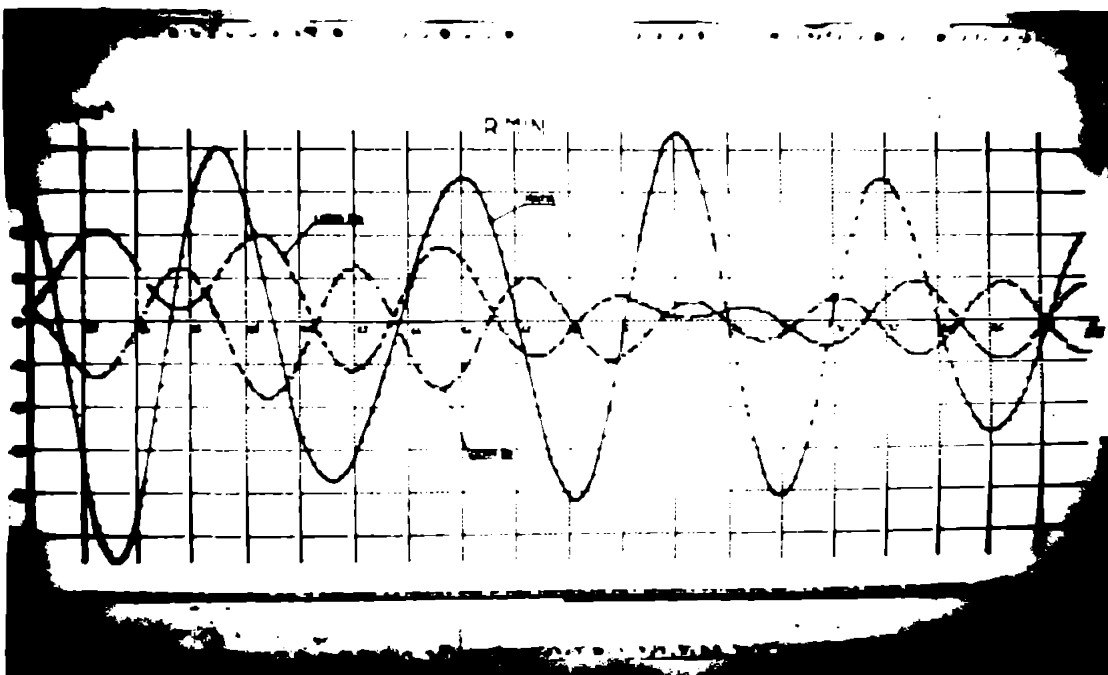


Fig.5.9.
Variația ΔQ
pentru RMIN

SEE, după 3 oscilații, ceea ce corespunde la 2,6 s, t.e.m. ajung să oscileze practic identic pentru toate GS. Se constată acțiunea eficientă a JRAE de la LUDUȘ-200 care reduce rapid t.e.m. la valori apropiate de valorile celorlalte două grupuri.

10. Modul de variație a puterii reactive dedicate de GS și prezentat în fig.5.9, poate fi foarte bine explicat apelând la modelul simplificat al MS format dintr-o t.e.m. în spatele unei reactanțe și urmărind variațiile t.e.m. și tensiunii la borne din fig. 5.6a, 5.6b, 5.6c. La analiza fenomenului se vor lua în considerare cu atenție scările la care s-au reprezentat mărimile. Puterea reactivă debitată de GS este proporțională cu diferența dintre t.e.m. și tensiunea la borne și invers proporțională cu valoarea reactanței GS. Dacă $E'_q > U$ puterea reactivă debitată este inductivă iar în caz contrar capacitivă. Încărcarea puternică a GS de la MINTIA cu putere reactivă este evidentă ținând cont că raportul reactanțelor în u.r. la nivelul SEE ale celor 3 centrale este de 1/5, 8/7, 8 pentru MINTIA față de LUDUȘ-200, respectiv LUDUȘ-100.

Din studiul STS pentru zona Transilvaniei funcționând insularizat în regim RMIN se desprind în final următoarele concluzii cu caracter general:

1. Regimul analizat este stabil din punct de vedere static, GS din zonă rămânând în sincronism la mici perturbații.

2. Prin calitatea rezultatelor obținute se confirmă validitatea MM utilizate ca și corectitudinea programelor de calcul elaborate. Rezultatele diverselor metode de studiu coincid perfect și sînt în întregime explicate din punct de vedere fenomenologic. Nu există contradicții cu rezultate similare prezentate în literatura de specialitate.

3. Metoda de studiu utilizînd calculul VPR pentru matricea de stare a SEE este complementară cu metoda bazată pe integrarea SEC diferențiale liniare. Timpii de calcul pentru cele două metode sînt comparabili cu ușor avantaj pentru calculul VPR. În schimb prin integrare informațiile obținute sînt mult mai ample permițînd o analiză fenomenologică de detaliu, cu evidențierea influenței anumitor parametri a SEE. Calculul valorilor proprii furnizează rezultatele mai sintetic cu un grad de certitudine mai ridicat mai ales în cazurile în care SEE este vecinătatea imediată a limitei de stabilitate, ceea ce presupune la integrare considerarea fenomenelor pe durate foarte mari de timp (de ordinul minutelor), cu lungirea corespunzătoare a calculelor și cu riscurile legate de apariția unei instabilități numerice care să falsifice concluziile finale. Este bine ca atunci cînd se dorește doar aprecierea STS să se apeleze la calculul VPR, iar cînd se urmărește un studiu detaliat al fenomenelor să se integreze SEC diferențiale.

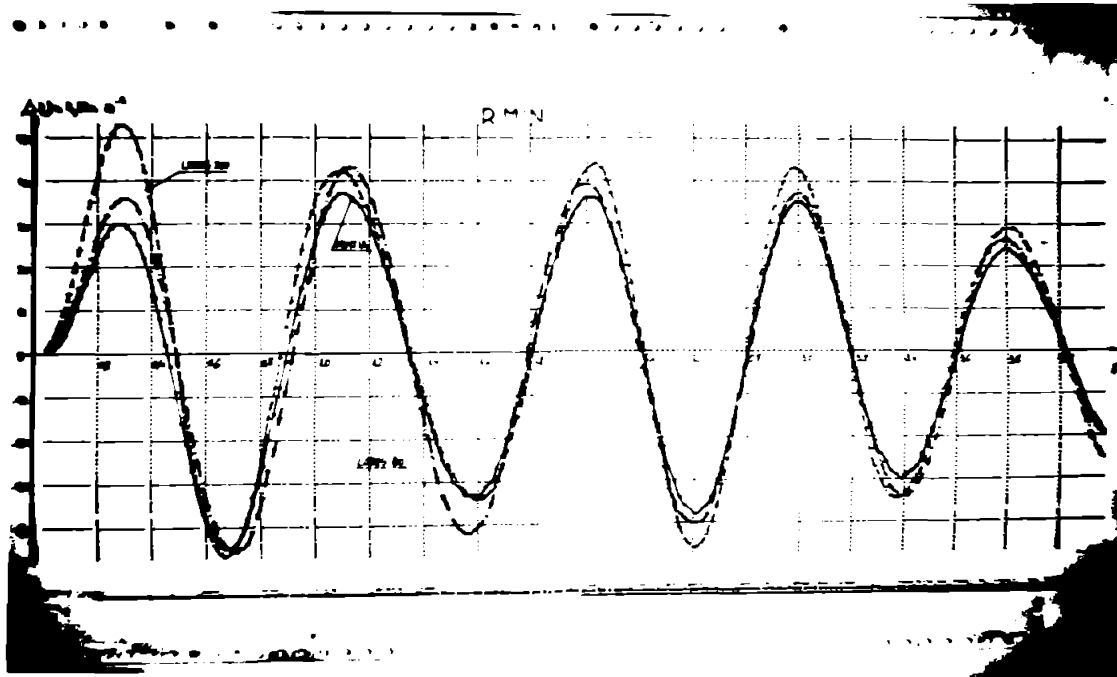


Fig. 5.10.
Variația ΔU
pentru RMIN

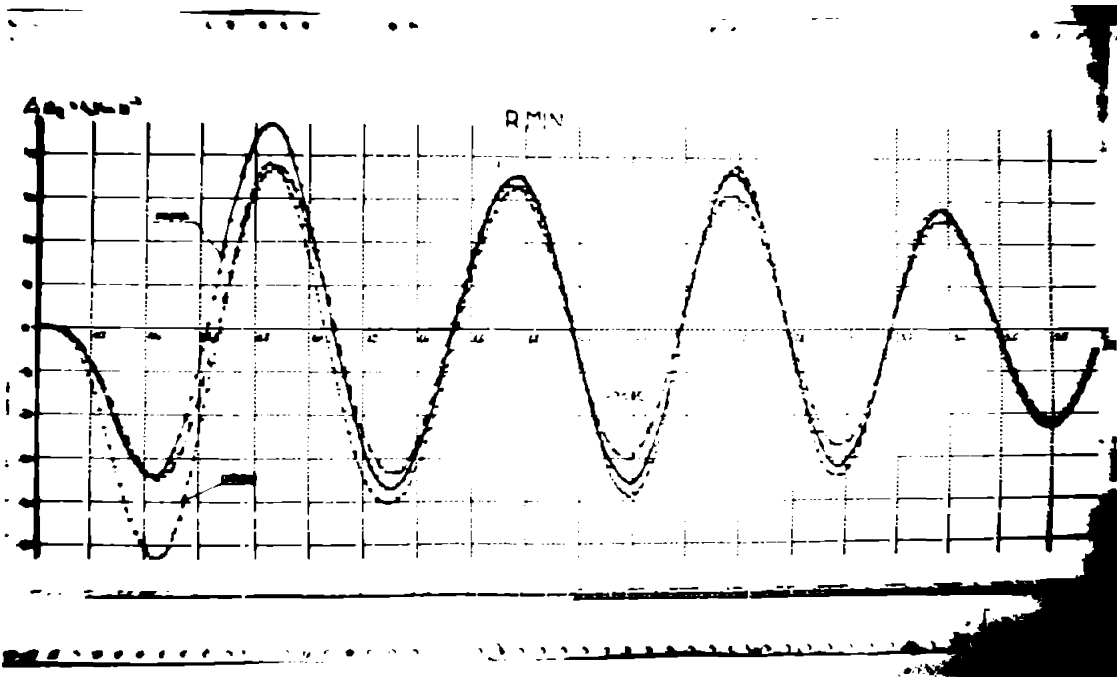


Fig. 5.11.
Variația Δu_D
pentru RMIN

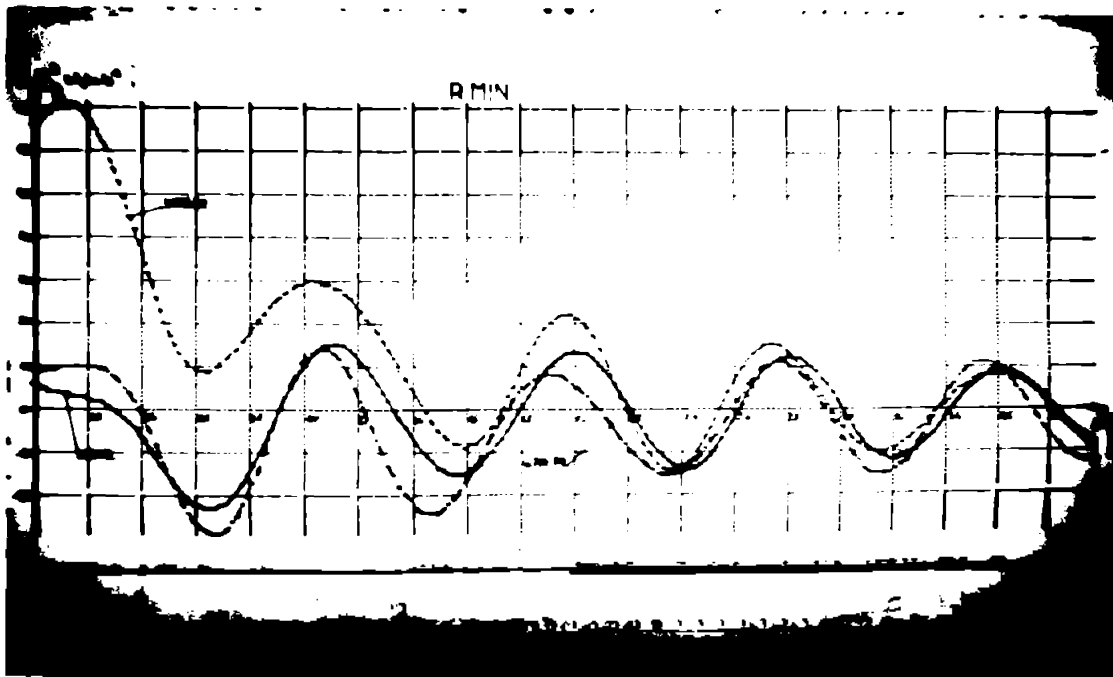


Fig. 5.12.
Variația $\Delta E'$
pentru RMIN

5.6. STUDIUL INFLUENȚEI FACTORULUI DE AMPLIFICARE A SRAE ASUPRA STABILITĂȚII STATICE ÎN CAZUL RMIN.

Din cele prezentate în § 1.2.2. reiese importanța cunoaște-rii influenței parametrilor SRAE asupra STS a SEE, motiv pentru care s-a considerat necesară o analiză mai detaliată a aspectelor legate de modificarea factorului de amplificare K_R al RAT.

Pentru regimul RMIN al zonei Transilvaniei funcționând insu-larizat s-au calculat VPR dominante pentru trei coeficienți de ampli-ficare $K_R = 5; 10; 15$ ale SRAE aferente GS din zonă. Rezultatele se pre-zintă în tabelul 5.8. Restul VPR se găsesc situate în planul complex

Variația VPR dominante ale matricii de stare a SEE pentru regimul de minim funcție de K_R . TABELUL 5.8.

VPR dominan- te $\times 10^{-4}$	Coeficientul de amplificare referitor la SRAE		
	$K_R = 5$ u.r.n.	$K_R = 10$ u.r.n.	$K_R = 15$ u.r.n.
λ_1	-0,75749	-0,75754	-0,75756
λ_2	-3,9454	-3,9506	-3,9528
λ_3	-3,9485	-3,9538	-3,9558
$\lambda_{4,5}$	$-7,0407 \pm j252,24$	$-5,7553 \pm j247,1$	$+7,2446 \pm j242,03$
$\lambda_{6,7}$	$-7,8214 \pm j321,2$	$-7,9983 \pm j321,59$	$-8,2126 \pm j321,88$

la stînga VPR dominante. Din analiza VPR dominante se desprind următoa-rele concluzii:

1. Creșterea coeficientului de amplificare conduce la apariția in-stabilității. Pentru $K_R = 15$, $\lambda_{4,5} = (7,2446 \pm j242,03) \times 10^{-4}$ se situea-ză în semiplanul pozitiv al planului complex.

2. VPR cu excepția celor care conduc la instabilitate ($\lambda_{4,5}$), se micșorează odată cu creșterea lui K_R , deci oscilațiile corespunzătoa-re acestor moduri se vor amortiza mai rapid.

3. Pentru că răspunsul în timp al unei mărimi din SEE are forma /65/:

$$x_i = \sum_{k=1}^n P_{ik} e^{\lambda_k t} = \sum_{k=1}^n P_{ik} e^{-\alpha_k t} e^{j \cdot \beta_k t}$$

rezultă că există o probabilitate mare ca în primele momente amortiza-rea oscilațiilor să fie mai puternică pentru valori mari ale lui K_R deci pe măsura apropierii de limita de stabilitate. Acest fenomen re-iese clar din fig.5.13a, 5.13b.

4. Trecerea de la zona de funcționare stabilă la cea instabilă este bruscă, cu alte cuvinte, în apropierea limitei de STS, SEE este sensibil la variații mici ale coeficientului de amplificare K_R . Această afirma-ție se verifică prin aceea că o modificare de 5 u.r.n. a lui K_R (de la 5 la 10 u.r.n) conduce la o deplasare a părții reale a lui $\lambda_{4,5}$ ou

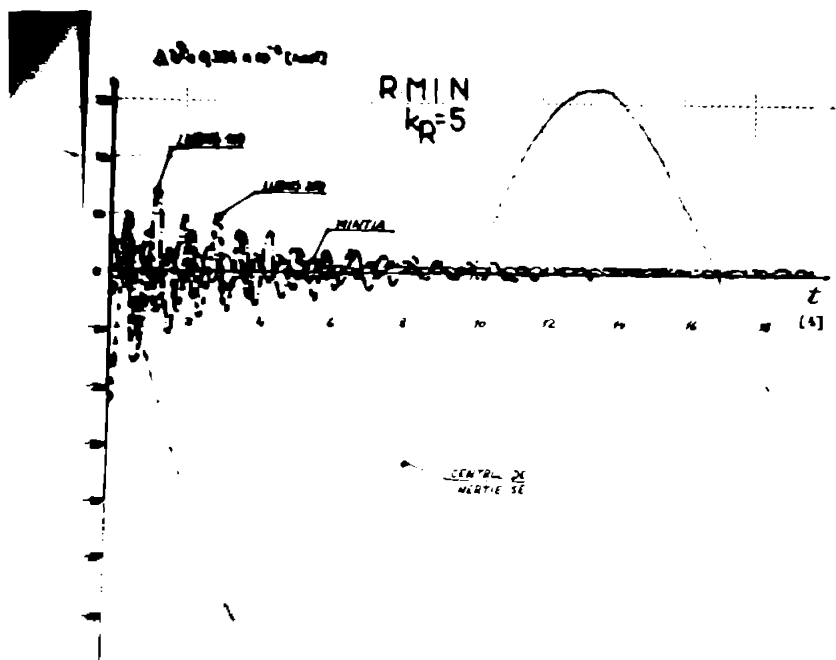


Fig.5.13a.
Variația $\Delta\sigma$
pentru R_{MIN}
la $K_R=5$

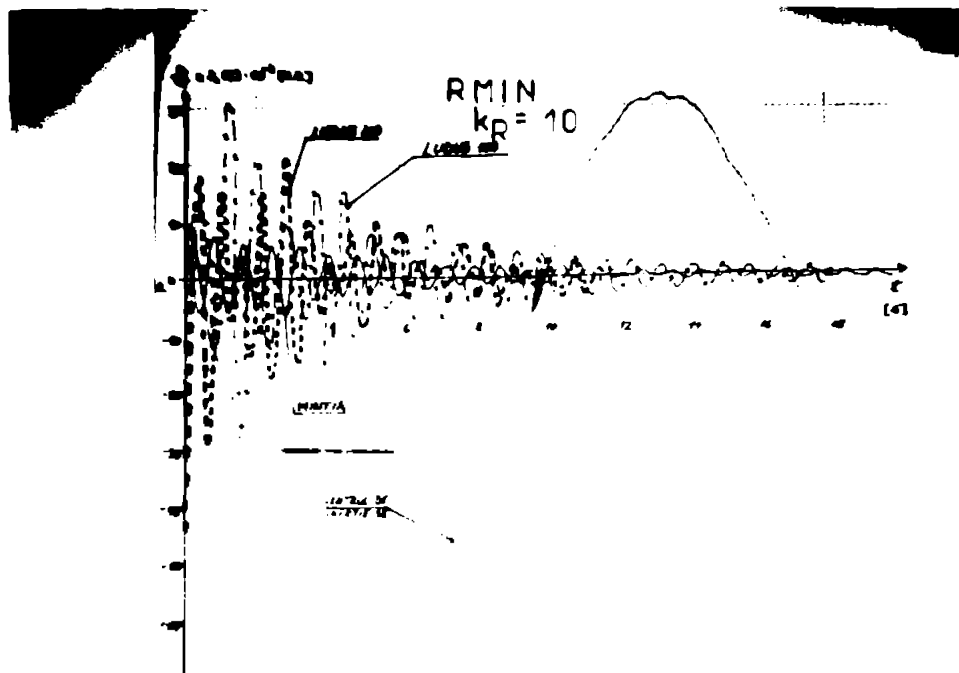


Fig.5.13b.
Variația $\Delta\sigma$
pentru R_{MIN}
la $K_R=10$

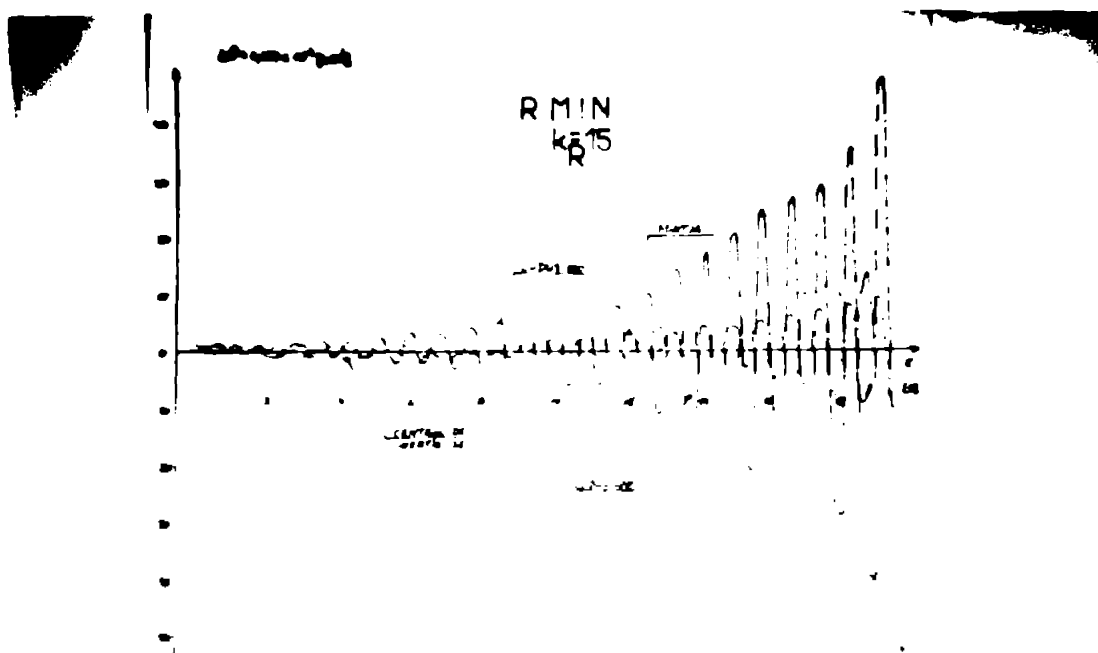


Fig.5.13c.
Variația $\Delta\sigma$
pentru R_{MIN}
la $K_R=15$

$1,3 \times 10^{-4}$, pe cînd aceeași variație de 5 u.r.n. (de la 10 la 15 u.r.n) produce o deplasare de $12,9 \times 10^{-4}$, adică aproximativ de 10 ori mai mare. Acest rezultat concordă perfect cu concluziile din /114/, /214/.

5. Creșterea coeficientului de amplificare K_R conduce la modificarea pulsațiilor proprii, dar într-o măsură mai redusă decît modificarea amortizărilor. Nu există o regulă precisă privind VFR a căror pulsație crește, respectiv scade.

6. Modificarea părții reale a VFR la variația lui K_R este mai semnificativă pentru cele care se situează mai la stînga planului complex.

În scopul cunoașterii formei de oscilație a mărimilor din SEE s-a simulat aceeași mică perturbație ca în § 5.5. și s-au obținut variațiile mărimilor studiate. În fig. 5.13. se prezintă variația unghiului ψ , iar în fig. 5.14. variația vitezei unghiulare. Situațiile pentru $K_R = 5; 10; 15$ corespund lui a, b, respectiv c. Din figuri rezultă următoarele concluzii:

1. SEE este stabil pentru $K_R = 5$ și $K_R = 10$, variația mărimilor tinzînd spre zero odată cu creșterea timpului și este instabil pentru $K_R = 15$, fiindcă cu trecerea timpului oscilațiile se amplifică. Instabilitatea este de tip oscilant confirmînd faptul că o valoare proprie complex conjugată se găsește în semiplanul pozitiv al planului complex.

2. Oscilațiile centrului de inerție față de axa de referință sincronă ca și valoarea vitezei unghiulare corespunzătoare este mai mare la $K_R = 5$ decît la $K_R = 10$ de 1,8 ori pentru ψ , respectiv de 1,6 ori pentru ω . Perioadele de oscilație nu diferă sensibil pentru cele două situații, dar amortizarea lor este ceva mai bună în situația coeficientului de amplificare mărit, ceea ce confirmă concluzia de la pct.3 din prezentul paragraf.

3. Relativ la oscilațiile rotoarelor față de centrul de inerție se constată că raportul amplitudinilor maxime este mai mic la K_R mai redus. Astfel la $K_R = 5$ acest raport este de 0,25, la $K_R = 10$ este de 0,5 și la $K_R = 15$ (instabilitatea) este de 5,3. Deci la apropierea de limita de instabilitate cresc mult oscilațiile rotoarelor față de centrul de inerție, depășind în valoare și importanță mișcarea acestuia față de axa sincronă. Acest rezultat este perfect logic: apropierea de instabilitate conduce la oscilații tot mai puternice ale unui GS față de celelalte GS, iar mișcarea de ansamblu a rotoarelor caracterizînd tendința medie de oscilație va suferi modificări mai puțin spectaculoase.

4. Pentru $K_R = 15$ raportul a două amplitudini succesive ale unghiului ψ este aproximativ $r=1,22$, perioada de oscilație fiind de 1 s. Rezultă o constantă de timp pentru amplificarea oscilației de $T_{am} = 5$ s. Constanta de timp pentru amplificarea oscilației calculată din partea reală a VFR $\lambda_{1,5}$ este de 4,4 s; între rezultate există o bună concordanță avînd în vedere pasul de discretizare mare de 0,2 s pentru axa timpului.

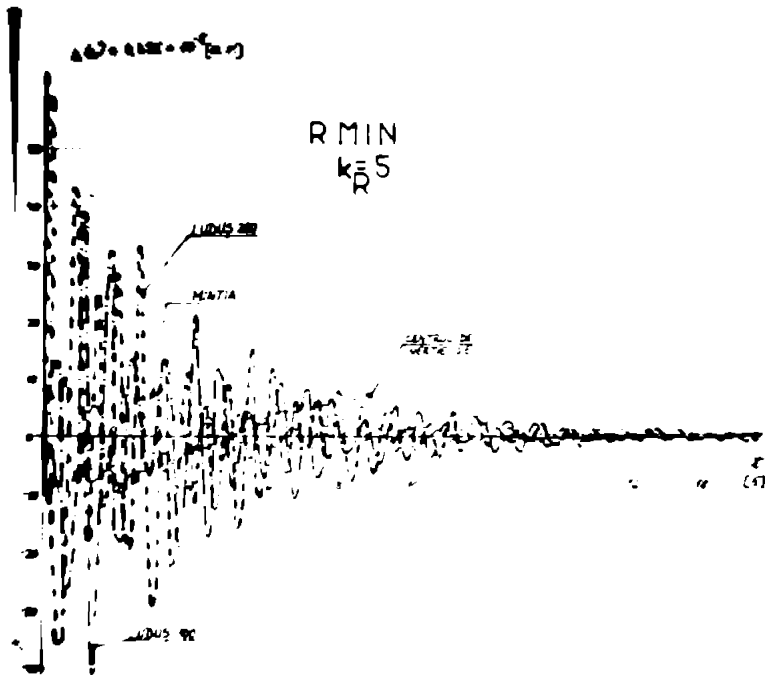


Fig. 5.14a.
Variatia $\Delta\omega$
pentru R_{MIN}
la $K_R=5$

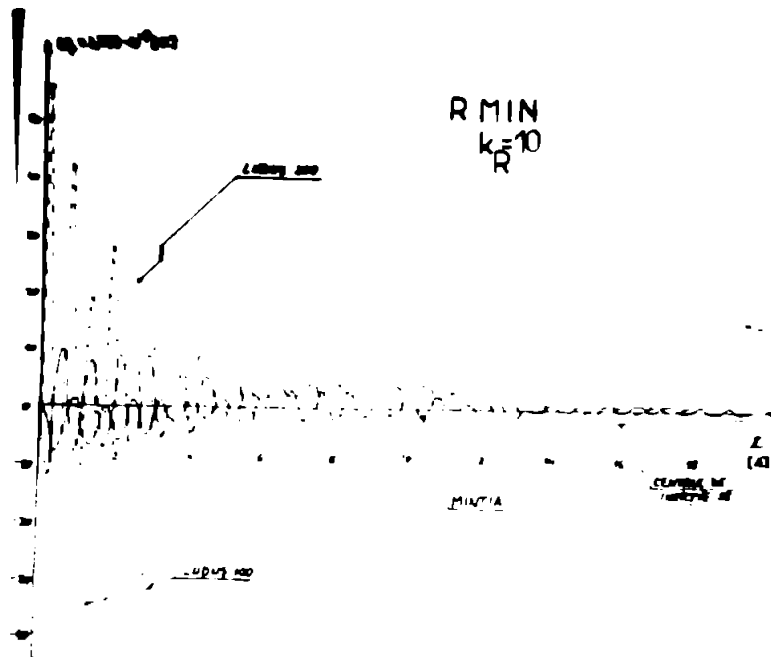


Fig. 5.14b.
Variatia $\Delta\omega$
pentru R_{MIN}
la $K_R=10$

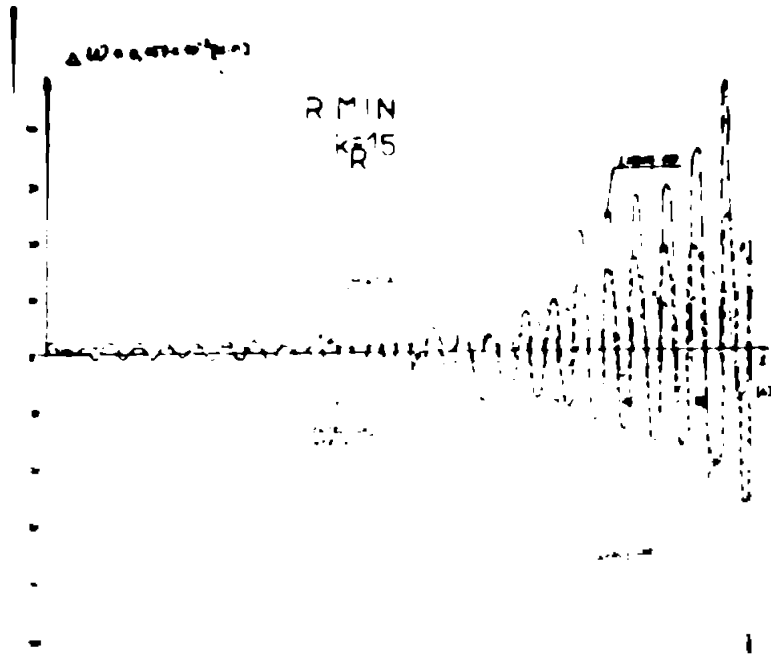


Fig. 5.14c.
Variatia $\Delta\omega$
pentru R_{MIN}
la $K_R=15$

5. Pulsația corespunzătoare VPR $\lambda_{4,5}$ este de 0,0242 u.r. adică $7,6 \text{ rad} \times \text{s}^{-1}$, ceea ce corespunde unei perioade de $T = 0,83 \text{ s}$. Din fig. 5.14c se observă că 5 oscilații complete se realizează în aproximativ 4 s, deci perioada corespunzătoare este de $T = 0,8 \text{ s}$. Se constată din nou o bună concordanță între rezultatele obținute utilizând două metode de studiu diferite.

Concluziile cu caracter general care rezultă sînt următoarele:

1. Influența factorului de amplificare K_R asupra funcționării stabile a SEE este importantă și anume: cu cît valoarea lui crește cu atît SEE se apropie de limita de stabilitate.

2. În primele momente după perturbație, amortizarea oscilațiilor este de regulă cu atît mai mare cu cît SEE se apropie de limita de stabilitate.

3. Trecerea de la domeniul funcționării stabile la cel al funcționării instabile se face relativ brusc la mici variații ale lui K_R .

4. Există o bună concordanță între rezultatele obținute pe baza calculului VPR cu cele rezultate în urma integrării numerice a ecuațiilor diferențiale.

5.7. STUDIUL STABILITĂȚII STATICE A UNOR REGIMURI ÎNVECINATE CU RMIN.

În scopul detalierii analizei SPS s-au considerat 5 regimuri învecinate cu RMIN, care au fost obținute astfel:

a) Prin creșterea sarcinii cu 43,5 MW (3 % din totalul consumului) în 3 zone diferite ale RE și anume:

1. La RMIN0 pentru nodurile 119-MINTIA, 121-ARAD, 122-TIMIȘOARA;
2. La RMIN1 pentru nodurile 142-BAIA MARE, 144-SEINI;
3. La RMIN2 pentru nodurile 136-SIBIU, 140-LUDUȘ și 139-SÎNGEORGIIU.

b) Prin modificarea tensiunii nodului de echilibrare 24-LUDUȘ:

1. La RMIN3 scăderea tensiunii cu 3 %;
2. La RMIN4 creșterea tensiunii cu 3 %.

Pentru regimurile considerate s-au calculat VPR dominante ale matricii de stare a SEE (prezentate în tabelul 5.9) și s-au determinat curbele de oscilație în aceleași condiții ca și pentru RMIN (§ 5.5.).

Din datele cuprinse în tabelul 5.9. se evidențiază următoarele aspecte importante:

1. Toate regimurile considerate sînt stabile static, VPR avînd partea reală negativă.

2. Diferențele între VPR corespunzătoare celor 6 regimuri sînt foarte mici, deci comportarea lor dinamică va fi foarte asemănătoare.

3. Limita de stabilitate pentru încărcarea cu sarcină activă este încă suficient de îndepărtată și se apreciază că există o rezervă satisfăcătoare în acest sens, dacă se ține cont că factorul mediu

VPR dominante pentru cele 6 regimuri analizate

TABELUL 5.9.

VPR dominante $\lambda \cdot 10^{-4}$	Regimurile de funcționare					
	RMIN	RMINO	RMIN1	RMIN2	RMIN3	RMIN4
λ_1	-0,75754	-0,75755	-0,75755	-0,75755	-0,75753	-0,75755
λ_2	-3,9506	-3,9525	-3,9525	-3,9528	-3,9487	-3,9253
λ_3	-3,9538	-3,9545	-3,9545	-3,9545	-3,9532	-3,9544
$\lambda_{4,5}$	-5,7553 $\pm j247,1$	-6,5478 $\pm j251,24$	-5,5822 $\pm j246,86$	-5,6749 $\pm j247,13$	-6,6821 $\pm j248,42$	-4,6314 $\pm j245,28$
$\lambda_{6,7}$	-7,9983 $\pm j321,59$	-8,2639 $\pm j330,14$	-8,0985 $\pm j328,66$	-8,1545 $\pm j328,90$	-8,5940 $\pm j321,0$	-7,3786 $\pm j322,59$

de sarcină al GS are valoarea $k_{sarc} = 0,98$.

4. Prezintă o importanță oarecare locul din RE în care sarcina se modifică: pentru zona de nord (Baia Mare + Seini) aceeași creștere de sarcină mai pronunțată spre dreapta a VPR decât pentru zonele din vest (Arad + Timișoara + Mintia) sau centru-sud (Luduș + Sibiu + Sîngeorgiu).

5. Se observă că influența nivelului de tensiune în RE (dictată de tensiunea nodului de echilibrare) asupra STS este mai importantă decât a sarcinii; la aceeași modificare procentuală a lor deplasările VPR sînt mai importante la variațiile de tensiune. Explicația acestui fenomen se bazează pe faptul că încărcarea GS este aproximativ proporțională cu sarcina consumatorilor dar depinde de pătratul tensiunii de la borne (relația 3.5.19a).

6. Pentru RMIN creșterea nivelului de tensiune în RE apropie SEE de instabilitate, pe cînd scăderea tensiunii îl deplasează spre domenii mai stabile de funcționare. Acest fapt este normal pentru că în regimul RMIN creșterea de tensiune conduce la încărcarea capacitivă a GS datorate contribuției masive cu putere reactivă a LEA de 220 kV și 400 kV încărcate sub puterea lor naturală.

7. Apreciind depărtarea față de limita de STS în principal prin poziția ocupată în planul complex de VPR $\lambda_{4,5}$ (similar cu § 5.6) este posibilă o clasificare în ordinea: 1) RMIN3; 2) RMINO; 3) RMIN; 4) RMIN2; 5) RMIN1; 6) RMIN4, ultimul regim fiind cel mai apropiat de instabilitate.

Oa urmare a diferențelor mici între cele 6 regimuri, pentru a se putea analiza curbele de oscilație foarte asemănătoare între ele, s-a impus introducerea unor indici de calitate prin care să se poată realiza cantitativ doosebirile existente. Indicii adoptați sînt cei utilizați frecvent în automatică pentru caracterizarea răspunsului în timp al unui sistem automat [127]:

a) Valoarea medie:

$$V_{med} = \frac{1}{t_r} \int_0^{t_r} x(t) \cdot dt$$

b) Abaterea medie pătratică σ :

$$\sigma^2 = \frac{1}{t_f} \int_0^{t_f} \left(\frac{x(t) - V_{med}}{V_{med}} \right)^2 dt$$

c) Valoarea maximă V_{max} .

d) Valoarea minimă V_{min} sau $V_{min1} = |V_{min}|$.

în care $x(t)$ reprezintă răspunsul sistemului, iar t_f durata considerată în calcule.

Valorile obținute pentru indicii de calitate ai principalelor mărimi ale GS, pentru regimurile analizate, sînt prezentate în tabelul 5.10. Se evidențiază următoarele aspecte:

1. V_{med} ale variabililor sînt de 100 de ori mai mici decît σ , V_{max} și V_{min1} , ceea ce conduce la concluzia că pentru timpul considerat de 28 s oscilațiile mărimilor au fost practic complet amortizate. Fac excepție de la cele de mai sus menționate ν_{CI} și ω_{CI} deoarece oscilația centrului de inerție a SEE se face cu o constantă de timp mult mai mare (40÷50 s). Faptul că $V_{med} < V_{max}$ arată că numărul alternanțelor pozitive și negative pentru durata t_f este egal (fig. 5.3a și 5.13a).

2. Între indicii de calitate și poziția VPR în planul complex există o anumită corelație: mai evidentă pentru σ , V_{max} , V_{min} și mai puțin pentru V_{med} . Dacă se încearcă o clasificare similară cu cea făcută anterior la pct. 7 dar avînd ca și criteriu indicii de calitate se obține concluzia netă că RMIN3 este cel mai îndepărtat, iar RMIN4 cel mai apropiat de limita de stabilitate, ceea ce confirmă afirmațiile anterioare. Nu tot așa stau lucrurile pentru celelalte 4 regimuri; astfel utilizînd σ pentru ω ordinea este RMINO-RMIN1 și RMIN2 - RMIN, iar utilizînd V_{max} pentru U ordinea este RMINO-RMIN-RMIN1 și RMIN2.

3. Modul de variație a lui σ , V_{max} și V_{min} coincid în mare măsură spre deosebire de cel a lui V_{med} care are un caracter mai aleator.

4. Toate regimurile sînt suficient de îndepărtate de limita de stabilitate, V_{min} și V_{max} pentru ν la GS fiind mai mici decît cele corespunzătoare pentru ansamblul SEE. Deci cuplurile de sincronizare sînt suficient de puternice pentru a readuce rapid GS la tendința de mișcare a ansamblului SE.

În urma acestui studiu se remarcă următoarele concluzii generale:

1. Regimurile analizate sînt stabile static, au o rezervă de stabilitate corespunzătoare și sînt învecinate. Comportarea mărimilor la o perturbație mică diferă puțin cantitativ și calitativ pentru cele 6 regimuri considerate.

2. Există o concordanță între poziția VPR în planul complex și valorile indicilor de calitate (în special σ) ceea ce face posibilă o orientare aproximativă asupra situației relative a două regimuri în dome-

Parametrii GS, SRAB și SRAB pentru principalele centrale studiate

TABELUL 5.3.

Nr. crt.	Vârimea	U.M.	Regimul de minim		R e g i m u l R M d e X						SÎNGURELE nod-23	
			W I N T I A nod-12	L U D U Ș 2 0 0 nod-24	W I N T I A nod-12	L U D U Ș 2 0 0 nod-24	L U D U Ș 1 0 0 nod-25	L O T R U nod-22	Ș U G A G nod-62	G Î C E A G nod-63		S O M E Ș nod-55
1	nr. C3xPn	MW	5x210	1x200	4x210	2x200	2x100	3x168	1x81	1x81	3x81	1x100
2	Sr-total	KVA	1235	235	988	470	250	555	90	90	270	125
3	cos φ	kV	0,85	0,85	0,85	0,85	0,8	0,9	0,9	0,9	0,9	0,8
4	U ₂	urn	15,75	15,75	15,75	15,75	13,8	15,75	15,75	15,75	15,75	10,5
5	Z ₁₁	urn	2,42	1,792	2,42	1,792	1,95	1,21	0,994	0,994	0,944	2,03
6	Z ₂₁	urn	2,42	1,792	2,42	1,792	1,95	0,68	0,609	0,609	0,609	2,03
7	Z _{1h}	urn	2,295	1,657	2,295	1,657	1,845	1,051	0,907	0,907	0,907	1,977
8	Z _{2h}	urn	2,295	1,657	2,295	1,657	1,845	0,521	0,521	0,521	0,521	1,977
9	Z _{1v}	urn	0,17	0,19	0,17	0,19	0,152	0,22	0,151	0,151	0,151	0,142
10	Z _{2v}	urn	0,25	0,27	0,25	0,27	0,21	0,318	0,177	0,177	0,177	0,21
11	Z _{1n}	urn	0,1724	0,17	0,1724	0,17	0,1432	0,1941	0,1	0,1	0,1	0,143
12	R x 10 ³	urn	8,228	7,526	8,228	7,526	10,04	10,99	9,955	9,955	9,955	10,57
13	RQ x 10 ¹	urn	1,672	2,511	1,672	2,511	1,648	0,931	1,111	1,111	1,111	1,33
14	RQ x 10 ¹	urn	1,148	0,898	1,148	0,898	0,8	0,426	0,485	0,485	0,485	0,939
15	RE x 10 ³	urn	1,174	0,941	1,174	0,941	0,908	0,635	0,556	0,556	0,556	1,0
16	XEE	urn	2,427	1,804	2,427	1,804	1,956	1,238	1,005	1,005	1,005	2,035
17	XDD	urn	2,365	1,75	2,365	1,75	1,93	1,15	1,124	1,124	1,124	2,042
18	XQQ	urn	2,343	1,693	2,343	1,693	1,884	0,535	0,533	0,533	0,533	2,019
19	TE	8	6,34	5,77	6,34	5,77	7,95	5,95	6,15	6,15	6,15	7,95
20	k	%	1,5	1,5	1,5	1,5	2,0	1,5	2,0	2,0	2,0	2,0
21	ε	%	5	5	5	5	5	5	10	10	5	5
22	ζ	8	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	1,7	2,95	2,95	1	0,2
23	η	8	0	0	0	0	0	1	1	1	0	0
24	ε _{IT}	8	1	1	1	1	1	-1	-1	-1	1	1
25	η _{IT}	8	0	0	0	0	0	2	2	2	0	0
26	ε _{2T}	8	1	1	1	1	1	0,5	0,5	0,5	1	1
27	η _{2T}	8	0,15	0,15	0,15	0,15	0,15	2	2	2	0,15	0,15
28	ε _R	urn	10	10	10	10	10	5	1,1	1	5	10
29	ε _R	8	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2	0,2
30	ε _{EX}	urn	1	1	1	1	1	1	1	1	1	1
31	ε _{EX}	8	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05	0,05
32	ε _{EX}	%	3	3	3	3	3	3	5	5	5	3

Valoriile indicilor de calitate

TABELUL 5.10.

Categoriile	v		w		P		Q		U		v _{CI}	w _{CI}	
	MINTIA	LUDUS	MINTIALUDUS	LUDUS	MINTIALUDUS	LUDUS	MINTIALUDUS	LUDUS	MINTIALUDUS	LUDUS			
A	EMIN	x10 ⁻⁴	x10 ⁻³	x10 ⁻⁶	x10 ⁻³	x10 ⁻⁴	x10 ⁻³	x10 ⁻³	x10 ⁻⁵	x10 ⁻⁴	x10 ⁻⁵	x10 ⁻²	x10 ⁻⁵
	EMINO	,191	,132	,224	,269	,169	,987	,117	,120	,223	,614	,338	,142
	EMIN1	,060	,086	,019	,219	,125	,725	,170	,074	,118	,409	,259	,024
	EMIN2	,111	,080	,011	,225	,127	,743	,040	,049	,161	,453	,244	,024
	EMIN3	,041	,088	,050	,221	,150	,749	,030	,054	,163	,451	,274	,025
B	EMIN	x10 ⁻³	x10 ⁻²	x10 ⁻⁴	x10 ⁻²	x10 ⁻²	x10 ⁻²	x10 ⁻²	x10 ⁻²	x10 ⁻³	x10 ⁻³	x10 ⁻²	x10 ⁻⁴
	EMINO	,493	,157	,153	,394	,441	,535	,559	,153	,413	,494	,700	,104
	EMIN1	,378	,123	,120	,315	,372	,453	,450	,112	,292	,353	,590	,033
	EMIN2	,440	,128	,139	,356	,382	,463	,508	,120	,390	,455	,634	,034
	EMIN3	,439	,129	,138	,356	,382	,465	,507	,120	,368	,454	,658	,037
C	EMIN	x10 ⁻²	x10 ⁻²	x10 ⁻³	x10 ⁻³	x10 ⁻¹	x10 ⁻¹	x10 ⁻¹	x10 ⁻¹	x10 ⁻²	x10 ⁻²	x10 ⁻²	x10 ⁻⁴
	EMINO	,204	,501	,658	,153	,280	,244	,243	,792	,150	,456	,683	,167
	EMIN1	,212	,532	,657	,165	,307	,259	,251	,677	,116	,147	,649	,143
	EMIN2	,214	,548	,715	,175	,309	,260	,270	,674	,144	,174	,715	,176
	EMIN3	,216	,547	,718	,176	,371	,262	,271	,684	,144	,173	,733	,176
D	EMIN	x10 ⁻²	x10 ⁻²	x10 ⁻³	x10 ⁻³	x10 ⁻¹	x10 ⁻¹	x10 ⁻¹	x10 ⁻¹	x10 ⁻²	x10 ⁻²	x10 ⁻²	x10 ⁻⁴
	EMINO	,197	,464	,579	,135	,267	,234	,213	,701	,104	,136	,701	,155
	EMIN1	,207	,548	,737	,172	,292	,254	,271	,829	,162	,191	,624	,178
	EMIN2	,204	,501	,658	,153	,280	,244	,243	,792	,150	,456	,683	,167
	EMIN3	,212	,532	,657	,165	,307	,259	,251	,677	,116	,147	,649	,143
E	EMIN	x10 ⁻²	x10 ⁻²	x10 ⁻³	x10 ⁻³	x10 ⁻¹	x10 ⁻¹	x10 ⁻¹	x10 ⁻¹	x10 ⁻²	x10 ⁻²	x10 ⁻¹	x10 ⁻⁴
	EMINO	,136	,956	,570	,168	,173	,260	,223	,429	,176	,183	,148	,350
	EMIN1	,140	,929	,529	,162	,188	,275	,212	,426	,159	,170	,135	,335
	EMIN2	,150	,930	,560	,177	,185	,274	,225	,488	,187	,195	,145	,333
	EMIN3	,150	,941	,588	,178	,185	,276	,225	,485	,188	,197	,152	,391
F	EMIN	x10 ⁻²	x10 ⁻²	x10 ⁻³	x10 ⁻³	x10 ⁻¹	x10 ⁻¹	x10 ⁻¹	x10 ⁻¹	x10 ⁻²	x10 ⁻²	x10 ⁻¹	x10 ⁻⁴
	EMINO	,124	,930	,490	,147	,158	,251	,194	,319	,145	,156	,147	,344
	EMIN1	,156	,962	,653	,189	,186	,268	,251	,561	,205	,207	,143	,352
	EMIN2	,124	,930	,490	,147	,158	,251	,194	,319	,145	,156	,147	,344
	EMIN3	,156	,962	,653	,189	,186	,268	,251	,561	,205	,207	,143	,352

niul de stabilitate, chiar atunci cînd VFR nu se cunosc. Aprecierile sînt mai certe dacî regimurile analizate sînt suficient de diferite.

3. Nu este posibilă stabilirea predominanței importanței unor indici de calitate pentru anumite măriri, față de aceiași indici dar pentru alt măriri. Se recomandă analizarea ansamblului de indici de calitate.

4. Dintre indicii de calitate folosiți V_{med} reprezintă o utilitate și deci o importanță ceva mai redusă în raport cu ceilalți indici.

5.8. ANALIZA REGIMULUI DE SARCINĂ MAXIMĂ A ZONEI TRANSILVANIEI FUNCȚIONÎND ÎNSULARIZAT.

Așa cum s-a precizat în § 5.4. în regimul RMAX pe lîngă CTE de bază din zonă se mai găsesc în funcțiune pentru acoperirea vîrfului de sarcină și CHE: Lotru, Șugag, Gîlceag și Someș, ceea ce ridică unele probleme legate de corelarea corectă a parametrilor SRAE și SRAV.

În prima etapă s-au utilizat pentru parametrii SRAE și SRAV la CHE valorile existente în baza de date din /214/ și anume: $K_R = 10$ u.r.m., $G = 5 \%$, $\tau = 1$ s, restul fiind cei prezentați în tabelul 5.3. În urma simulării răspunsului SEE la variația sarcinii cu 1 % în nodul 175-CL5 s-au obținut variații ale mărimilor ce indicau o instabilitate statică de tip oscilatoriu (fig.5.15). Tendința de ieșire din sincronism este relativ lentă și se manifestă la GS din CHE Șugag și CHE Gîlceag. Aceste centrale funcționează în schemă radială fiind conectate fiecare la SEE prin intermediul unei LEA de 220 kV (fig.5.1), situație care este similară cu cea bine cunoscută în literatura de specialitate /180/, /182/.

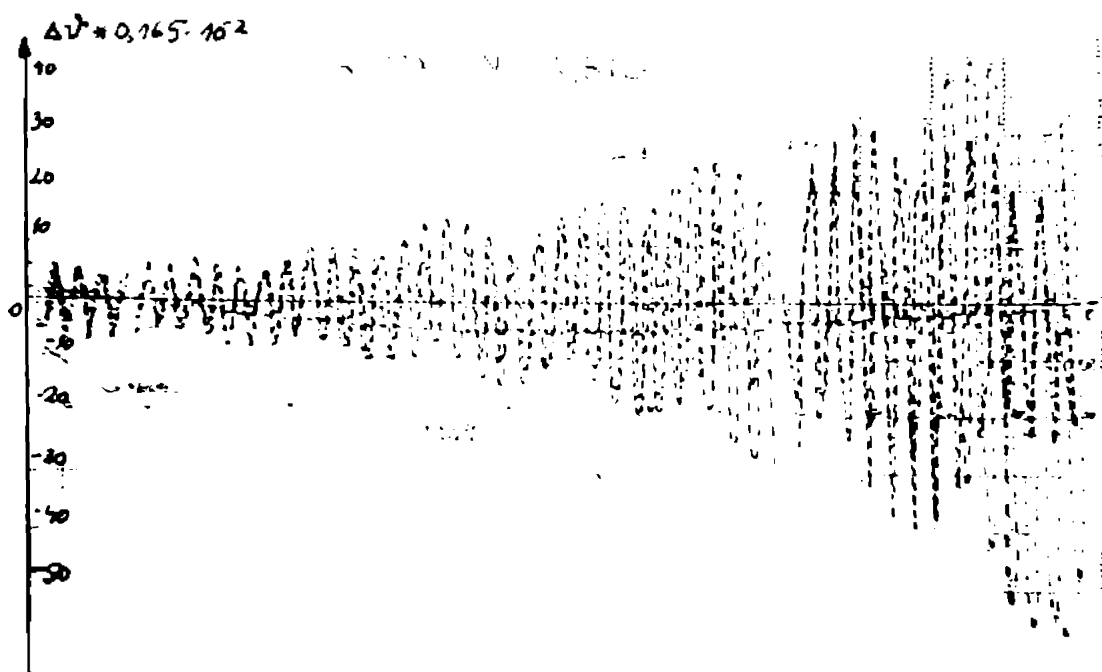


Fig. 5.15.
Variația ΔV
pentru RMAX
instabil

Pentru asigurarea STS a SEE se recomandă acordarea corespunzătoare a SRAE și SRAV, iar în măsura în care soluțiile tehnice o permit introducerea în RAT a unor semnale de reacție suplimentare: fie proporționale cu puterea activă debitată de GS, fie cu derivatele abaterii poziției rota-

rului, vitezei unghiulare, etc (aca numitul reglaj intensiv).

In lucrarea de față neexistând la dispoziție date legate de schema constructivă detaliată a SRAE și SRAV pentru CHE în discuție s-a urmărit stabilizarea GS prin corelarea corespunzătoare a parametrilor în cauză. In acest sens s-au avut în vedere următoarele aspecte:

1. Pentru găsirea regimului static stabil s-au modificat următorii 3 parametri: amplificarea SRAE (K_R), statismul SRAV (δ) și promptitudinea SRAV (τ).

2. Apropierea de regimul static stabil se face printr-o căutare unidimensională în ordinea K_R , δ , τ . In cazul de față această metodă deși mai simplă ca și cele prezentate în /53/, /149/, /183/, /196/, /198/, /203/ are o serie de avantaje:

- nu necesită întocmirea unor programe noi de calcul ci le utilizează pe cele existente;
- numărul de cazuri analizate nu va fi prea mare avînd în vedere numărul mic de parametri considerați;
- atingerea scopului dorit este certă;
- la utilizarea unor metode mai complexe bazate pe minimizarea unor criterii integrale de calitate se întîmpină dificultăți importante, există o experiență redusă în aplicarea lor la MM de dimensiuni foarte mari.

3. Modificările s-au realizat simultan la centralele în cauză, însă între valorile parametrilor s-a păstrat un ușor decalaj în scopul evitării fenomenelor neplăcute ce decurg dacă între caracteristicile GS nu există o anumită diferențiere.

4. La aprecierea STS s-a folosit în exclusivitate metoda integrării ecuațiilor diferențiale în scopul de a avea în permanență o imagine clară a comportării diverselor mărimi aferente GS din întreaga RE. Acest lucru nu ar fi fost posibil în cazul calculării VPR pentru că nu există informații asupra contribuției pe care o are fiecare VPR la mărimile analizate. Precauția de a păstra permanent legătură cu fenomenul fizic a fost deosebit de utilă deoarece s-a constatat că pe măsura stabilizării CHE Gîlceag și CHE Șugag, celelalte CHE Lotru și Someș aveau tendința de a ieși din sincronism și drept urmare la un moment dat a fost necesară modificarea corespunzătoare a lui K_R .

5. Criteriul pe baza căruia s-a apreciat dacă sensul de modificare a parametrilor era corect l-a constituit timpul în care amplitudinea oscilației poziției rotorului a atins un anumit prag; bineînțeles s-a ținut cont și de concluziile § 5.7. și anume că valori mici ale lui K_R situează SEM în domeniul regimurilor mai stabile.

6. Mărirea pasului cu care s-au modificat parametrii s-a apreciat prin influența pe care o avea acesta asupra reducerii valorilor oscilațiilor la momente bine fixate.

Prin aplicarea procedurii simple descrise mai sus după consi*

derarea a lo situații posibile s-a atins un regim de funcționare apropiat ca fiind suficient de bun. Parametrii găsiți pentru SRAE și SRAV sînt prezentați în tabelul 5.3. În fig. 5.16. se arată oscilațiile poziției rotoarelor din zonă la o mică perturbație.

$$\Delta\omega = 0,369 \cdot 10^{-3}$$

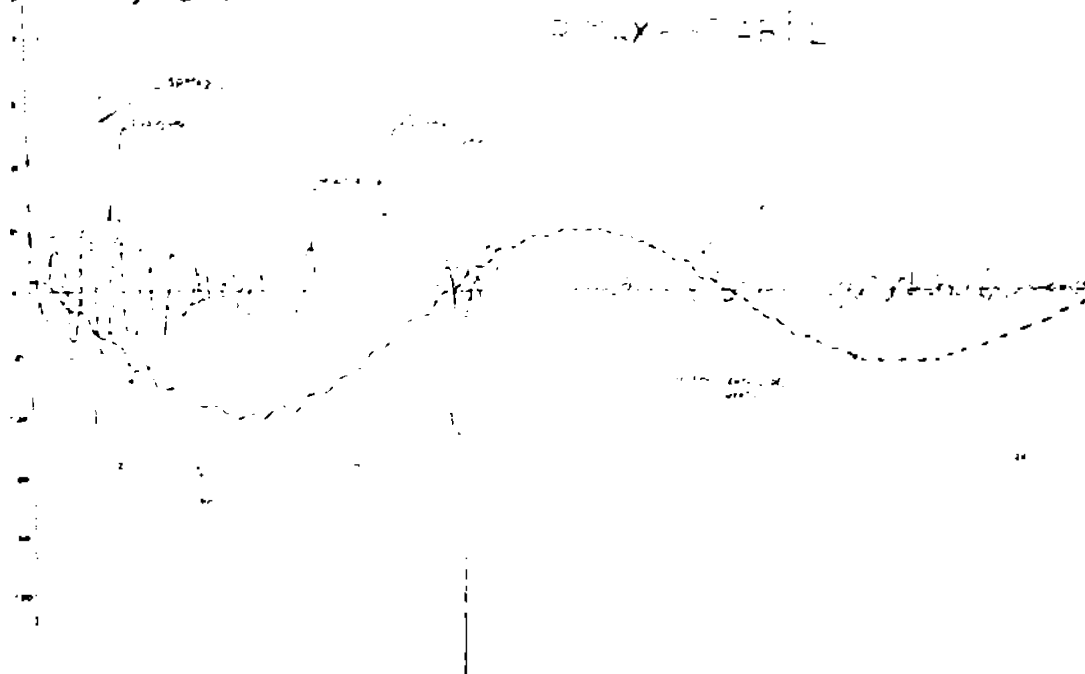


Fig. 5.16.

Variația $\Delta\omega$
pentru RMAX
stabil

Comportarea SE3 la o mică perturbație se caracterizează prin:

1. În primele 12 s oscilațiile rotoarelor GS față de centrul de inerție sînt mai mari decît cea a acestuia față de axa sincronă, ceea ce denotă apropierea relativă față de limita de STS.
2. Amortizarea mișcării relative a rotoarelor față de centrul de inerție durează aproximativ 40÷50 s. Constanta de timp a amortizării oscilației centrului de inerție este de aproximativ 35 s.
3. Viteza unghiulară a centrului de inerție este de 10 ori mai mică ca și cea a rotoarelor GS.
4. Acțiunea SRAE face ca în ultima parte a oscilațiilor toate tensiunile să varieze practic în fază.
5. Oscilațiile t.e.m. prezintă o amortizare foarte pronunțată (constantă de timp în jur de 5÷6 s) ceea ce probează o bună eficacitate a acțiunii RAT.

În final se reliefează următoarele concluzii generale:

1. Metoda de căutare unidimensională aplicată la problemele de acordare a SRAE și SRAV are o bună eficacitate deși este simplă.
2. Se confirmă faptul că trebuie acordată o deosebită atenție asigurării unei bune corelații între parametrii sistemelor de reglaj ale CNE în raport cu cele ale CTE.
3. Se regăsește o serie de aspecte întîlnite în paragrafele anterioare (concluziile de la pct. 1 și 4) ceea ce le conferă posibilitatea generalizării lor.

CONCLUZII

In acest capitol se vor prezenta principalele concluzii cu caracter general care se desprind din lucrare. Ele s-au evidențiat pe următoarele căi: în urma analizei și sintetizării unei bibliografii vaste; din experiența rezultată dintr-o bogată activitate de analiză a stabilității statice; din rezultatele concrete ale tezei de doctorat sau ale altor cercetări personale. Formularea concluziilor ia de multe ori forma unor recomandări care să ușureze analiza STS.

1. Concluzii de ansamblu vizînd analiza STS a SEE complexe și aspectele specifice SEN:

1.1. Problemele actuale ale funcționării interconectate a GS din SEN cu referire la regimul simetric normal constau în:

a) Stabilirea unor regimuri optimizate, avînd cheltuieli totale minime în condițiile respectării unor restricții tehnice. Este necesar să se acorde o atenție specială următoarelor regimuri:

- regimul de sarcină maximă la care se impune acoperirea vîrfului de putere activă;

- regimul de sarcină minimă la care este necesară echilibrarea surplusului de putere reactivă;

- regimurile postavarie, inclusiv funcționarea pe zone autonome.

b) Optimizarea acțiunii SRAE și SRAV aferente GS pentru creșterea rezervei de STS și ținînd cont de posibilitatea apariției unor regimuri tranzitorii cauzate de perturbații importante:

1.2. Principalele tendințe actuale care se manifestă în studiul STS sînt:

a) Corelarea optimă dintre precizia calculelor și costul lor, deziderat care se realizează prin: adoptarea unor echivalenți pentru zone ale SEE; reprezentarea simplificată în MM a elementelor de SEE; utilizarea unor tehnici de calcul eficiente la aprecierea STS; studiul regimurilor pe mai multe trepte de selecție; analiza STS simultan cu rezolvarea altor probleme conexe (calculul regimului staționar, calculul fiabilității SEE, etc.).

b) Introducerea masivă a tehnicii de calcul și cercetare moderne bazate pe dezvoltarea tehnologiilor de vîrf și pe apariția unor noi metode de investigare.

c) Abordarea analizei STS a SEE prin prisma teoriei generale a sistemelor.

2. Concluzii referitoare la stabilirea MM al SEE în studiul STS:

2.1. MM al GS bazat pe ecuațiile Park-Gorev la scrierea cărora s-au folo-

nit: ipotezele simplificatoare din § 2.2.2., sensurile de referință și convențiile de semn din § 2.2.3, forma propusă în § 2.2.4. pentru transformarea $d, q, 0$ și sistemul de u.r. descris în § 2.2.6. oferă deplină satisfacție la analiza STS a SEE complexe.

2.2. Pentru GS moderne de puteri unitare mari (peste 200 MW), este necesară completarea MM clasic prin introducerea fenomenelor datorate micșorării feromagnetice. Pentru calculele de STS în treapta a treia de selecție a regimurilor, la GS complex interconectate se recomandă următoarele soluții:

a) Curenții turbionari se introduc prin înfășurări suplimentare scurt-circuitate plasate pe axele d, q în rotor; numărul lor și valorile parametrilor aferenți se determină pe baza aplicării teoriei identificării proceselor (§ 2.3).

b) Considerarea saturației presupune:

- reprezentarea caracteristicii de magnetizare a GS pentru axa fluxului principal utilizând caracteristica corespunzătoare axei d conform

§ 2.5.4.2 și folosind în acest scop funcțiile spline de ajustare § 2.5.4.2.

- determinarea pe cale iterativă a regimului staționar normal prin introducerea coeficientului de saturație ce afectează valoarea reactanțelor utile ca în § 2.5.4.2.;

- considerarea în MM de primă aproximație al GS a inductivităților dinamice (§ 2.5.4.3).

c) Fenomenul de histereză poate fi neglijat. Pentru studiile de STS deosebit de pretențioase calea cea mai convenabilă de considerare a histerezei este cea care utilizează inductivitățile reversibile așa cum este descrisă în § 2.6.

2.3. Pentru reprezentarea GS situate departe de locul perturbației sau în cazul analizării regimurilor pe primele două trepte de selecție se recomandă adoptarea unor MM simplificate, bazate pe ipotezele descrise în § 2.7. Considerarea acestora implică o verificare minuțioasă a influenței lor care depinde decisiv de structura SEE, de regimul analizat și de scopul urmărit.

2.4. În SEE complexe soluția de reprezentare rațională a SRAE, SRAV și MP aferente a GS se bazează pe utilizarea unor MM relativ simple, cu un grad ridicat de generalitate, dar care prin valorile parametrilor să permită o individualizare suficientă și apropiată de dinamica reglajelor reale. Schemele bloc corespunzătoare date în § 3.2. și § 3.3. corespund acestui scop. Doar pentru analiza detaliată a influenței SRAE, SRAV și MP aferente unei singure centrale se poate utiliza un MM mai complex, însă în acest caz se impune folosirea unui echivalent al SEE.

2.5. Reprezentarea corectă a consumatorilor în studiul STS este de o importanță egală cu cea a GS, având o mare influență asupra limitelor de stabilitate. Se evidențiază următoarele aspecte:

a) Nu toate sarcinile din SEE trebuie modelate la fel de complex, imor-

- tanța mare avînd-o cele mai apropiate de locul perturbației.
- b) Creșterea complexității în reprezentare lungeste mult calculele, de aceea trebuie să fie bine justificată.
- c) Sarcina complexă are de regulă atîtea tipuri de componente cîte tipuri de consumatori există. Parametrii acestora trebuie identificați în SEE.
- d) Sarcinile de tip MAS se reprezintă prin SEE diferențiale ca în § 3.4.2.1. pentru imediata vecinătate a perturbației, iar în rest prin caracteristici statice.
- e) Pentru consumatorii din SEN reprezentarea bazată pe caracteristicile statice prezentate în § 3.4.2.2. este suficient de realistă.
- 2.6. Modelarea LE, TE și AT în studiul STS se realizează prin scheme echivalente corespunzătoare ecuațiilor pentru regimul normal, fiind prezentate în § 3.5.2. și § 3.5.3.
- 2.7. Cea mai convenabilă metodă de considerare a RE la analiza STS se bazează pe metoda nodală, iar calculul regimului permanent utilizează algoritmul Newton-Raphson descris în § 3.5.4.
- 2.8. Obținerea MM al ansamblului SEE pentru analiza STS presupune:
- a) Stabilirea ecuațiilor de primă aproximare pentru fiecare element în parte. Metodologia generală este descrisă în § 2.4.2. și § 2.4.3., iar aplicarea ei concretă s-a făcut în cadrul paragrafului afectat elementului respectiv.
- b) Parcurgerea operațiilor laborioase de reordonare a SEE prezentate în § 3.6.1. și aducerea la forma "intrare-stare-ieșire".
- 2.9. Echivalentul propus pentru zona exterioară a SEE (§ 3.6.2.1.) păstrează principalele caracteristici dinamice ale originalului și se dovedește util mai ales la optimizarea parametrilor SRAE și SRAV.
- 2.10. Introducerea noțiunii de centru de inerție a rotoarelor GS (§ 3.6.2.2.) este foarte utilă simplificînd mult înțelegerea și urmărirea fenomenelor fără a complica sensibil calculele.
- 2.11. Utilizarea transformării de variabile (3.6.27) reduce mult calculul VPR dominante.

3. Concluzii referitoare la metodele matematice folosite la analiza STS a SEE complexe:

- 3.1. Metoda de apreciere a STS propusă în § 4.3. este foarte utilă și are calități deosebite: simplitate, volum relativ mic de calcule în raport cu alte metode, conduce la rezultate certe și face posibilă obținerea unor informații cu caracter global despre dinamica generală a SEE.
- 3.2. Integrarea numerică a MM cu metoda expusă în § 4.4. reprezintă avantaje importante: are o precizie bună, durata de calcul este rezonabilă, permite alegerea optimă a pasului de integrare ținînd cont de precizia impusă și eroarea de rotunjire a calculatorului electronic.
- 3.3. Metodele de calcul propuse în Cap.4 sînt comparabile în ceea ce

privește durata de calcul (cu ușor avantaj pentru testul bazat pe calculul VPR dominant) și sînt complementare. Calculul VPR dominant oferă informații sintetice despre proprietățile dinamice ale SEE, pe cînd integrarea SEE diferențiale furnizează date detaliate despre fiecare variabilă.

4. Concluzii privind pachetul de programe PROGSTS₁

4.1. Programele de calcul înglobate în PROGSTS constituie un puternic instrument de analiza STS a SEE complexe datorită calităților lor deosebite: utilizează MM perfecționate, calculele se conduc pe baza unor algoritmi eficienți, apelează la toate resursele sistemului de calcul FEJIK-256, permit analizarea unor SEE complexe de dimensiuni mari, rezultatele sînt date sub formă de grafice etc.

4.2. Analiza rezultatelor obținute și compararea lor cu cele din literatura de specialitate confirmă validitatea MM, a metodelor de calcul și a programelor în ansamblul lor.

5. Concluzii desprinse din analiza funcționării insularizate a zonei Transilvaniei:

5.1. S-a reușit explicarea fenomenologică a tuturor rezultatelor obținute și se remarcă o concordanță calitativă și cantitativă indiferent de metoda de cercetare folosită.

5.2. S-a demonstrat capacitatea SEN de a funcționa pe zone autonome, încă este necesară adoptarea unor anumite măsuri privind sacrificarea unor consumatori, reglarea tensiunii în RE, corelarea justă a parametrilor SRAE și SRAV din centrale diferite.

5.3. Regimurile insularizate analizate pentru zona Transilvaniei corespund din punct de vedere al STS, a pierderilor de putere și a rezervei de putere turnantă.

a) RMIN este mai greu și mai dificil de atins decît RMAX ca urmare a unui deficit de energie în zonă.

b) Pentru RMAX este esențială acordarea corectă a SRAE și SRAV aferente GS.

5.4. Influența factorului de amplificare K_R al SRAE asupra STS și comportării dinamice a SEE este importantă și anume:

a) La creșterea lui K_R SEE se deplasează spre instabilitate.

b) Părăsirea domeniului stabil este rapidă la mici variații ale lui K_R .

c) Amortizarea oscilațiilor în primele momente de după apariția perturbației este de regulă mai puternică la valori mari ale lui K_R .

5.5. La schimbarea regimului de funcționare se remarcă aspectele:

a) La aceeași modificare procentuală influența variației nivelului de tensiune este mai importantă decît cea a sarcinii active.

b) Locul în care se modifică sarcina prezintă o oarecare importanță.

c) La regimurile de sarcină minimă creșterea tensiunii duce la funcționarea în zone mai puțin stabile.

5.6. Folosirea indicilor de calitate pentru caracterizarea regimurilor este utilă din motivele:

a) Într-o poziția VPR și valorile indicilor de calitate există o corelație ce permite compararea a două situații diferite fără a calcula VPR sau fără a explora întreaga gamă de regimuri.

b) Informațiile cele mai precise sînt oferite de abaterea medie pătratică și de valorile minimă și respectiv maximă a oscilațiilor.

c) Cu cît regimurile analizate sînt mai diferite cu atît aprecierile bazate pe indicii de calitate sînt mai corecte.

d) Nu se poate găsi o mărime a cărei indici de calitate să prezinte o importanță mai mare în raport cu altele, motiv pentru care se recomandă analizarea întregului ansamblu, iar definiția unui indice de calitate global este extrem de dificilă dacă este în general posibilă.

e) În cazul integrării SEC calculul indicilor de calitate este facil.

5.7. Se recomandă utilizarea metodei căutării unidimensionale (detaliile fiind date în § 5.8.) la stabilirea parametrilor SRAE și SRAV, fiind eficientă și simplă dacă numărul lor nu este mare.

5.8. Valoarea raportului dintre oscilațiile rotoarelor GS față de a centrului de inerție poate constitui un criteriu al apropierii față de limitele de STS: cu cît este mai mare cu atît este mai apropiat.

5.9. La GS apropiate acțiunea eficientă a SRAE se manifestă prin aducerea rapidă în fază a oscilațiilor tensiunilor la borne.

5.10. Caracterul oscilațiilor centrului de inerție al rotoarelor depinde în principal de inerția lor și de caracteristicile SRAV.

5.11. Oscilațiile puterii reactive ale unui GS sînt cu atît mai importante cu cît reactanțele sale în u.r. sînt mai reduse.

Teza de doctorat deschide noi perspective din care în continuare enumerăm cîteva mai importante:

1. Studiul amănunțit al influenței unor fenomene mai puțin analizate: saturația, curenții turbionari, histereza.

2. Aplicarea teoriei reglajului optimal, modelelor matematice detaliate prezentate în lucrare pentru stabilirea unor corelații între acțiunea diverselor sisteme de reglare.

3. Dezvoltarea experienței legate de întocmirea echivalențelor cu metoda propusă în teză în scopul stabilirii celor mai adecvate soluții.

4. Compararea metodei de apreciere a stabilității propusă în teză cu metodele bazate pe folosirea caracteristicilor de frecvență pentru relevarea avantajelor și dezavantajelor.

5. Utilizarea programelor de calcul în analiza stabilității statice și pentru alte regimuri care interesează conducerea operativă a SEN.

B I B L I O G R A F I E

1. Abdol Hakim M.M., Berg G.J., Dynamic simple unit representation of induction motor groups, *PAS-155*, nr.1 1976 pag. 155-165.
2. Abdulaev N.D., Petrov Iu.P., Sintez regulatorov vozbuždenia dlia ninkronnih mashin s ucetom sluciainovo haraktera nagruzki, *Elektricitstvo* nr.1 1981 pag. 64-65.
3. Ahson S.J., Hogg B.W., Pullman R.T., Integrated control system for turbogenerator designed by inverse Nyquist array method, *PAS-98* nr.2 1979 pag. 543-553.
4. Altalib H.Y., Krause P.C., Dynamic equivalents by combination of reduced order models of system components, *PAS-95* nr.5 1976 pag.1534-1544.
5. Animimova N.D., Fedotova N.V., Selvhina T.I., K voprosu ob ucete harakteristik ARV pri opredelenii propusknoi sposobnosti elektroperedaci slojnih elektriceskih sistem, *IAN*, En. tr. nr.2 1972 pag. 37-43.
6. Barbier C., Barret P., Pioger G., Sanet P., Utilisation des calculatrices numériques pour l'étude de la stabilité des réseaux de transport d'énergie, *RGE* nr.7-8 1968 pag. 719-736.
7. Barbier C., Carpentier L., Tentative classification and terminologies relating to stability problems of power system, Committee 32, WGO3, august 1976.
8. Barbier C., Carpentier L., Saccomano F., Tentative classification and terminologies relating stability problems of power systems CIGRE *Electra* nr.56, ian. 1979 pag. 57-76.
9. Barinov V.A., Issledovanie staticeskoj ustoičivosti elektroenergeticeskih sistem po velicine i oženka sobstvennih znaceni matrit, *IAN*, En. tr. nr.3 1976 pag. 21-31.
10. Barinov V.A., Kriukov A.A., Markovici I.M., O vñiavlennii staticeskoj ustoičivosti elektroenergeticeskoj sistemì pri otsutstvii samoraskacivania, *IAN*, En. tr. nr. 6 1969, pag. 59-64.
11. Barret Ph., Déterminations des paramètres des machines synchrones par la méthode d'analyse fréquentielle, *RGE* nr.12 1967 pag. 1433-1446.
12. Barret P.G., Roquefort Y.M., Calculation and measurement of frequency reponse of large turbogenerators in the presence of small disturbances, *PAS-92* nr.4 1973, pag. 1348-1357.
13. Belavati Z.M., O diagrame dopustimih nagruzok turbogheneratorov TGV - 200, *Electricieskie stanții* nr.4 1974 pag. 67-69.
14. Bercovici M., Aris A., Rețele electrice. Calculul electric, Ed. Tehnică, 1974.
15. Bhansali V.K., Root-locus study of dynamic stability of salient and non-salient pole synchronous generator, *Electrotechnicky casopis* nr.5 1973 pag. 265-279.
16. Bharali P., Adkins B., Operational impedances of turbogenerators with solid rotors, *Proc. of IES* vol. 110 nr.12 1963, pag. 2185-2199.
17. Bogdan M., Lucas L., Numerical computation of the transient response of linear time invariant multivariable systems, *Revue Roumaine de Sciences Techniques - El. et. En.* T19 nr.2 1974 pag. 343-365.
18. Bollinger K.E., Iaha A., Hamilton R., Harris J., Power stabilizer design using root-locus methods *PAS-94* nr.5 1975 pag. 1484-1488.
19. Bonnette A., Leclercq M., Le réglage de vitesse des groupes turbo-alternateurs à resurchauffe alimentant les réseaux d'énergie électrique, *RGE* nr. 10 1973, pag. 999-1007.
20. Brandwein W., Representation of magnetic saturation in the synchronous machine model in a electromagnetic transients program, *PAS-99* nr.5 1980 pag. 1996-2002.

21. Brogmann E., Venikov V.A., Stroeve V.A., Obobscenie podhoda k vrboru AMV v olojnih electriceskikh sistemah, IAN. En. tr. nr. 3 1982 pag.50-58.
22. Brown H.E., Shipley R.B., Coleman D., Nied R.E., A study of stability equivalents, PAS-88, nr. 3 1969 pag. 200-207.
23. Bucur C.W., Ponea C.A., Simion G.G., Matematici speciale. Calcul numeric, Ed.Didactică 1983.
24. Buta A., Analiza și îmbunătățirea stabilității tranzitorii a generatoarelor sincrone interconectate, Teză de doctorat, Timișoara 1979.
25. Byerly R.T., Skoglund J.W., Keay F.W., Control of generator excitation for improved power system stability, Proceedings of the American Power Conference 1967, vol.XXIX. pag. 1011-1022.
26. Cernatci V.I., Diduk G.A., Metode matematice și algoritmi în studiul sistemelor automate (t.l.rusă), Ed.Tehnică 1973.
27. Chalmers B.J., Asynchronous performance characteristic of turbogenerators, Proc. of. IEE nr.7 1962 pag. 301-308.
28. Chang A.A., Adibi M.M., Power system dynamic equivalents, PAS-89, nr.8 1970 pag. 1737-1744.
29. Ciaban V.I., Pavlina V.F., Matematicheskaia modeli nasščennoi iav-nopoliusnoi sinhronnoi mașini, IAN. En. tr. nr.2 1981 pag. 72-81.
30. Chari K., Csendes Z.J., Load characteristics of synchronous generators by finite element method, PAS-100 nr.1 1981 pag. 1-13.
31. Colombo A., Redaelli F., Rückstuhl G., Vian A., Determination of the dynamic response of electrical system by means of a digital program, PAS-87 nr.6 1968, pag. 1411-1418.
32. Concordia C., Synchronous machine with solid cylindrical rotor-Part II.PAS nr.2 1960 pag. 1650-1657.
33. Concordia C., Ihara S., Load representation in power system stability studies, PAS-101 nr.4 1984 pag. 969-977.
34. Constantinescu J., Homos K., Metode practice de calcul pentru studiul stabilității statice a sistemelor electroenergetice complexe, Energetica, Vol.25 nr. 9 1977 pag. 328-336.
35. Converti V., Geloupulos D., Housley M., Steinbrenner G., Long term stability solution of interconnected power system, PAS-95 nr. 1 1976 pag. 96-104.
36. Crisan O., Funcționarea generatorului sincron în regim tranzitoriu, considerând elementele sale nelineare și elementele exterioare, Teză de doctorat, Timișoara 1971.
37. Crisan O., Ecuațiile de funcționare pentru mașina sincronă liniarizată, Electrotehnica nr.7 1976 pag. 217-226.
38. Crisan O., Ecuațiile de funcționare pentru mașina sincronă liniarizată, Electrotehnica nr.1 1977 pag. 42-50.
39. Crisan O., Sisteme electroenergetice, Ed.Didactică 1980.
40. Crisan O., Lustrea B., Kilyeni St., Moga M., Surianu P., Considerații privind determinarea caracteristicilor statice ale consumatorilor complecși din cadrul sistemelor electroenergetice, Bul. IPTVT-El.Tom.24 (38), Fasc. 2 1979 pag. 138-150.
41. Dandeno P.L., Hauth R.L., Schultz R.P., Effects of synchronous machine modeling in large scale system studies, PAS-92, nr.2 1973 pag. 574-582.
42. Dandeno P.L., Kundur P.A., Non iterative transient stability program including the effects of variable load-voltage characteristics, PAS-92 nr.5 1973, pag. 1473-1484.
43. Dandeno P.L., Kundur P., Stability performance of 555 MVA turboalternator-Digital comparisons with system operating tests, PAS-93 nr.3 1974, pag.767-776.

44. Danilevici I.P., Douchrozski V.V., Kazovski E., Parametri maşinilor de curent alternativ, Ed. Tehnică, Bucureşti 1968.
45. Darrieux G., Contribution A l'étude du comportement des alternateurs à rotour massif en régime transitoire ou asynchrone, RGE nr.12, 1967 pag. 1447-1454.
46. Davison E.J., A method for simplifying linear dynamic system, IEEE AC. nr.1 1966 pag. 93-101.
47. Davison E.J., A new method for simplifying large linear dynamic systems, IEEE-AC. nr.2 1968 pag. 214-215.
48. Dineley J.L., Kennedy M.W., Concept of synchronous generator stability, Proc. of IEE nr. 1 1964 pag. 95-97.
49. de Mello F.P., The effects of control, American Power Conference 1969.
50. de Mello F.P., Concordia C., Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control, PAS-88 nr.4 1969 pag. 316-329.
51. de Mello F.P., Ewart D.H., Temoshok N., Stability of synchronous machine as affected by excitation system, machine and system parameters, Proceedings of the American Power Conference, vol. XXVII. 1965 pag. 1150-1159.
52. Demidovitch B., Maron I., Eléments de calcul numérique (t.russe) Edition Mir Moscou, 1973.
53. De Sarker A.K., Dharma Rao N., Stabilization of a synchronous machine through output feedback control, PAS-92 nr.1 1973, pag. 159-166.
54. Dimo P., Modele REI şi indicatori de stare, Ed. Academiei RSR, 1979.
55. Dimo P., colectiv., Calculul şi proiectarea sistemelor electroenergetice, Ed. tehnică, 1971.
56. Dineley J.L., Morris A.J., Synchronous generator transient control Part. I Theory and evaluation of alternative mathematical models, PAS-92 nr.2 1973 pag. 417-422.
57. Dineley J.L., Fenwick P.J., The effects of prime-mover and excitation control on the stability of large steam turbine generators, PAS-91 nr.5 1974 pag. 1613-1623.
58. Dommel H.W., Sato N., Fast transient stability solutions, PAS-91 nr.4 1972 pag. 1643-1650.
59. Dordea T., Maşini electrice, Ed. Didactică, 1977.
60. Dougherty J.W., Minnich S.M., Finit element modeling of large turbine generators. Calculations versus load tests data, PAS-100 nr.8 1981 pag. 3921-3929.
61. Elangoan S., Kuppurajulu A., Suboptimal control of power systems using simplified models, PAS-91, nr.3 1972 pag. 911-919.
62. Elmotwally M.M., Dharma Rao N., Sensitivity analysis in power system dynamic stability studies PAS-91, nr.4 1972 pag. 1693-1699.
63. Elmotwally M.M., Rao N.D., Extension of stable operating regions of synchronous machines using low sensitivity excitation control, Proc. of IEE vol. 121 nr. 10 1974 pag. 1141-1145.
64. Faddeev D.K., Faddeeva V.N., Vfcislitelinie metodf lineinoi algebrs Moskva, 1963.
65. Fatillohah Reza., Spaţii liniare, Ed. Didactică, 1973.
66. Fichtenholt G.M., Curs de calcul diferenţial şi integral (t.l.rusa) Ed. Tehnică, 1967.
67. Fili R.V., Linearizaţia caracteristic naşicennih noiuopoliumnih maşin, Elektrikoentvo nr.11 1969 pag. 22-25.

68. Frowl B.J., Podmore R., Waldrom M., Synthesis of dynamic load models for stability studies, PAS.101 nr.1 1982 pag. 127-135.
69. Gheorghe O., Ionescu S., Moraito G., Velicu S., Aspecte noi ale cercetării stabilității sistemelor cu ajutorul calculatoarelor cifrice, Studii și cercetări în energetică, nr.4 1971 pag. 315-331.
70. Gheroghiu I.S., Fransua A.S., Tratat de mașini electrice, vol.IV. Mașina sincronă, Ed. Academiei RSR, 1972.
71. Gherman G., Cîrnu I., Aproximarea curbelor de magnetizare cu funcții spline de ajustare, Electrotehnica nr.1 1981 pag. 13-16.
72. Gonciariuk N.V., Juravlev V.G., Učet transformatorov pri ekvivalentirovani elektriceskih setei, IAN En. tr. nr.2 1982 pag. 30-39.
73. Gorev A.A., Perehodnie protsessi sinhronnoi mașini, 1958.
74. Grainger I.I., Ahmari R., The effect of non-dynamic parameters of excitation system on stability performance, PAS-91, nr.1 1972 pag.1-8.
75. Groza L., Urmărirea funcționării agregatelor mari în sistemul electroenergetic, cu referire specială la stabilitatea statică, Energetica nr. 9 1970 pag. 383-387.
76. Guzun B., Influența sistemului de reglare a excitației asupra funcționării generatoarelor sincrone în regim dinamic, Teză de doctorat, București 1977.
77. Guzun B., Eficiența SRAS aferente alternatoarelor de mare putere evaluate prin variația coeficienților cuplurilor de amortizare și de sincronizare, Energetica nr. 11-12 1979 pag. 552-557.
78. Gurevici I.E., Ob opredelenii karakteristik nagruzki po napriazheniu metoda pasivno experimenta, Elektricesstvo nr. 2 1972 pag. 21-24.
79. Halalay A., Teoria calitativă a ecuațiilor diferențiale, Ed. Academiei RSR, 1963.
80. Hammons T.J., Micro-synchronous-generator system for the simulation of large turbo-generators with two axis and conventional excitation systems, RGE nr.12 1974 pag. 843-858.
81. Hammons T.J., Winning D.J., Comparisons of synchronous machine models in the study of transient behaviour of electrical power system, Proc. of IEE nr.10 1971 pag. 1442-1458.
82. Humpage W.D., Structure of multinode-power system dynamic analysis methods, Proc. of IEE Vol.120 nr. 8 1973 pag. 853-859.
83. Humpage W.D., Stott B., Predictor-corrector methods of numerical integration in digital computer of power system transient stability, Proc. of IEE Vol.12 nr.8 1965 pag. 1557-1565.
84. Humpage W.D., Saha N.T., Digital-computer methods in dynamic-response analysis of turbo-generator units, Proc. of IEE Vol.114 nr.8 1967 pag. 1115-1129.
85. Iacob C., și colectiv., Matematici clasice și moderne Vol.I. Ed. tehnică, 1978.
86. Idelcik V.I., Tarasov V.I., Issledovanie sușestvovani neodnoznamenosti i shodnosti reșenia uravnenii ustanovivsevosia rejima elektriceskih sistem, Elektricesstvo nr. 4 1974, pag. 20-24.
87. Iliceto F., Canasso A., Dynamic equivalents of asynchronous motor loads in system stability study, PAS-93 nr. 5 1974 pag. 1650-1659.
88. Iliev S., Vlianie sposoba uceta nagruzki na dinamiceskulu ustoiçivostii slojnih energeticeskih sistem, Elektricesstvo nr. 6 1974, pag. 76-79.
89. Jackson W.B., Winchester R.L., Direct and quadrature-axis equivalent circuits for solid-rotor turbine generators, PAS-88, nr.7 1969 pag.1121-1136.

90. Jacoviden J.J., Adkins B., Effect of excitation regulation on synchronous-machine stability, Proc. of IEE Vol.113 nr.6 1966 pag. 1021-1034.
91. Jamieson R.R., Eddy-current effects in solid unslotted iron rotors, Proc. of. IEE nr.6 1968 pag. 831-820.
92. Janno K., Control of large power system based on situation-recognition and high speed simulation, PAS-91 nr.3 1979 pag.710-715.
93. Janischewskyj W., Kundur P., Simulation of the non-linear dynamic response of interconnected synchronous machines, PAS-91 nr.5 1972 pag. 2064-2077.
94. Jasmin G., Bowles J.P., Leroux A., Mukhedkar D., Electric simulation of a hydrogenerator with static excitation, PAS-100 nr.9 1981 pag. 4207-4215.
95. Kabriel B.J., Choosing power system voltage regulator parameters by use of standard forms, Proc. of IEE Vol.117 nr. 9 1970 pag. 1809-1814.
96. Kakimoto N., Ohnogi Y., Matsuda H., Shibuya H., Transient stability analysis of large scale power system by Lyapunov's direct method, PAS-103, nr.1 1984 pag. 160-167.
97. Kaminosono H., Uyeda K., New measurement of synchronous machine quantities, PAS-87 nr. 11 1968, pag. 1908-1918.
98. Karasev E.D., K analizu statičeskoj ustoicivosti elektriceskih sistem po kriterii Mihailova, IAN En. tr. nr.3 1981 pag. 47-54.
99. Kasturi R., Doraraju P., Sensitivity analysis of power systems, PAS-88 nr.10 1969 pag. 1521-1529.
100. Kasarskii E.C., Spacialnĭe voprosĭ rasceta i issledovania sinhronnih mašin s massivnim rotorom, Nauka Moskva, 1965.
101. Kirbarck E.W., Power system stability, Vol.I. Elements of stability calculation, John Wiley & Sons, New-York, 1953.
102. Kovács K.P., Analiza regimurilor tranzitorii ale mașinilor electrice (t.l.maghiară), Ed. Tehnică, 1980.
103. Kundur P., Dandeno P.L., Implementation of advanced generator models into power system stability programs, PAS-102 nr. 7 1983 pag. 2047-2054.
104. Kundurajulu A., Elangoran S., Simplified power system models for dynamic stability study, PAS-90 nr. 1 1971 pag. 11-22.
105. Laible T., Teoria mașinii sincrone în regim tranzitoriu (t.l.rusă), I.P.Timisoara, 1963.
106. Landau L.D., Lifsiĭ E.M., Mecanica (t.l.rusă), Ed.Tehnică 1966.
107. Lemay J., Barton T., Small perturbation linearization of the saturated synchronous machine equations, PAS-91 nr.1 1972, pag. 233-240.
108. Levinstein M.L., Scerbacev O.V., Metod neposredstvennogo opredelenia kompleksnih amplitud malih vozmuscenii i ego primenenie k rascetu predelnih rejimov po samoraskacivaniu v slojnih sistemah, Trudĭ LPI nr. 242, Moskva 1966.
109. Levinstein M.L., Scerbacev O.V., Vlianie perehodnih protĭanov v statičeskih rešimakh sinhronnih mašin i raspredelelnosti parametrov dlīnih liniĭ na statičeskuiu ustoicivostĭ, Trudĭ LPI nr. 242, Moskva 1966.
110. Looten R., Performances comparées des régulateurs hydrauliques-électriques et hydrauliques des turbines à vapeur, RGE nr.6 1969 pag. 603-613.
111. Mulinskii V.G., Fadeev A.V., Analiz trebovaniĭ k parametrom

- elementov AVR silnovo deistvia pri razlicnykh zakonah regulirovaniia voz-
bujdenia, IAN En. tr. nr. 6 1970 pag. 85-91.
112. Lokay H.E., Effect of turbine-generator representation in system
stability studies, PAS-84 nr. 10 1965 pag. 933-942.
113. Lukacov E.S., O dvizhenii tzentra inertii elektriceskoi sistemf,
Elektricesstvo, nr. 7 1980, pag. 59-60.
114. Lustrea B., Kilyeni S., Crisan O., Optimizarea acordului RAE afe-
rente Turbogeneratoarelor de la CEF Mintia încărcate cu sarcină capaci-
tivă, Lucrări tehnico-stiințifice seria Electrotehnică-Energetică IPTVT
1977 pag. 255-262.
115. Lustrea B., Aspecte privind aprecierea stabilității statice a sis-
temelor electroenergetice complexe, Conferința Națională de Electroteh-
nică și Electroenergetică, Timișoara, 1982 Vol.12 pag. 157-168.
116. Lustrea B., Some useful recommendations concerning simulation of
the power system response for steady-state stability, Bul. IPTVT-E1.
Tom 29(43), Fasc. 1-2 1984 pag. 67-68.
117. Lustrea B., Calculul exact al răspunsului SEE la mici perturbații
ale mărimilor de intrare, Simpozion național al rețelelor electrice,
Ed.III-a, Timișoara, 1984 secția I-a, pag. 97-101.
118. Lustrea B., Proșteanu D., Kilyeni S., Dragomir T., Grando I.,
Identificarea analitică a unor modele matematice ale hidrogeneratoare-
lor utilizate pentru sinteza reguletoarelor de tensiune, A VII-a ședin-
ță de comunicări tehnico-stiințifice CCSITEH Reșița 1984.
119. Lustrea B., Kilyeni S., Determinarea pe calculator a regimului
normal de funcționare al hidrogeneratoarelor, A.VII-a ședință de comu-
nicări tehnico-stiințifice CCSITEH Reșița 1984.
120. Lustrea B., Kilyeni S., Determinarea pe calculator a caracteris-
ticilor de funcționare a hidrogeneratoarelor, A.VII-a ședință de comu-
nicări tehnico-stiințifice CCSITEH Reșița 1984.
121. Malik O.P., El-Gendakleji A.A., Unified control for synchronous ma-
chine stabilization, Proc. of IEE. Vol.121 nr. 8 1974 pag. 833-839.
122. Manchur G., Lee D.C., Coultres M.E., Griffin I.D., Watson W.,
Generator models established by frequency reponse tests on a 555 MVA
machine, PAS-91 nr.5 1972, pag. 2077-2084.
123. Manghilev V.I., Sicev Iu.P., Ustoicivosti turbogeneratorov moș-
cinosuiu 60-100 MW. pri rabote v rejime nedovozbujdenia, Elektriceskie
stanții nr. 3 1973 pag. 52-54.
124. Marcovici I., Sisteme energetice. Regimuri de funcționare (t.l.
rusă), Ed.Tehnică, 1970.
125. Marcovici I.M., Barinov V.A., O kriterii staticeskoi ustoiçivosti,
baziruiuçemsia na shodimosti iteraçionnovo proçessa ustanavlennia issle-
duemovo rejima, IAN. En. tr. nr. 5 1970, pag. 3-8.
126. Micula G., Funcții spine și aplicații, Ed.Tehnică, 1978.
127. Mihoc D., Automatizări în energetică, Ed.Didactică, 1979.
128. Mîșin V.I., Sofar I.V., Aproximația krivîh nemagnicivania kubi-
ceekimi splainami, Izv. VUZ, Energetica Minsk nr. 7 1978 pag. 123-126.
129. Moussa H.A., Yao Nau Yu., Dynamic interaction of multi-machine power
system and excitation control, PAS-99 nr.4 1974 pag. 1150-1158.
130. Nedolcu V., Teoria conversiei electromecanice, Ed.Tehnică, 1978.
131. Nemeș M., Analiza fenomenelor tranzitorii de comutație în rețele-
le electrice cu elemente terminale de tip reactor transversal și auto-
transformator, Teză de doctorat, Timișoara 1974.
132. Nolan D.J., Siba N.K., Aldin R.T., Eigenvalue sensitivity of power
system including network and shaft dynamics, PAS-95, nr.4 1976 pag.
1318-1324.

133. Okumura M., collectiv., A new power flow model and solution method including load and generator characteristics and effects of system control devices, PAS-94, nr.3 1976 pag. 1042-1050.
134. O'Kelly D., Eddy-current and hysteresis effects in rotating machines, Proc. of IEE Vol.116 nr. 3 1969 pag. 391-395.
135. O'Kelly D., Steady-state power rotor angle characteristics for synchronous machine including hysteresis, Proc. of IEE Vol.117 nr.8 1970 pag. 1683-1691.
136. Okubo S., Suzuki S., Uemura K., Modal analysis of power system dynamic stability, PAS-97 nr.4 1978 pag. 1313-1318.
137. Ott G.E., Walker L.N., Hybrid simulation for long term dynamics, PAS-96 nr.3 1977 pag. 907-915.
138. Park R.H., Fast turbine valving, PAS-92 nr.3 1973 pag. 1065-1073.
139. Pelissier R., Les réseaux d'énergie électrique, Vol.2.Calcul et réglage des réseaux, Dunod Paris, 1971.
140. Podmore R.M., Identification of coherent generators for dynamic equivalents, PAS-97 nr. 4 1978 pag. 1344-1354.
141. Potolea E., Calculul regimurilor de funcționare ale sistemelor electroenergetice, Ed.Tehnică, 1977.
142. Potolea E., Estimarea regimului optim al unui sistem electroenergetic, Conferința Națională de Electrotehnică și Energetică, Timișoara 1982.
143. Potolea E., Modelele și parametri mașinii sincrone I. Modele pentru identificarea parametrilor, Energetica, Vol. 26 nr.5-6 1978 pag. 209-221.
144. Potolea E., Modele și parametri mașinii sincrone, II. Modele pentru calculul regimurilor, Energetica, Vol. 26 nr.7-8 1978 pag. 250-257.
145. Prabhaskar K., Jaischewskyj W., Digital simulation of multima-
chine power systems for stability studies, PAS-87 nr.1 1968 pag. 73-80.
146. Price W.W., Roth B.A., Large scale implementation of model dynamic equivalents, PAS-100 nr.5 1981 pag. 3811-3817.
147. Putilov A.T., Tashirov M.A., Kriterii ustoičivosti elektroenergetičeskikh sistem, Itogi nauki i tehniki, Moskva 1971.
148. Ramamoorty M., Arumudan M., Design of optimal regulators for synchronous machines, PAS-92 nr.1 1973 pag. 263-277.
149. Raman S., Kanoor S.C., Synthesis of optimal regulator for synchronous machine stabilization, Proc. of IEE Vol.119 nr. 9 1972 pag. 1383-1390.
150. Rădulet R., Opaschi M., Proiectarea hidrogenatoarelor și a motoarelor sincrone, Ed.Tehnică, 1981.
151. Ribena-Pavella M., Le problème de la stabilité transitoire des réseaux électriques, Bulletin scientifique de l'Association des Ingénieurs électriciens sortis de Montefiore, nr. 2 1970.
152. Rogers G.J., Smith J.R., Synchronous machines model including eddy currents, Proc. of IEE Vol. 120 nr.4 1973, pag. 461-468.
153. Rudnicki W.P., Opredelenie kritičeskikh režimov elektroenergetičeskikh sistem, IAN En. tr. nr.2 1973, pag. 57-65.
154. Savin G., Raman H., Circuite electrice neliniare și parametrice, Ed.Tehnică 1973.
155. Schultz R.P., Jones W.D., Ewart D.I., Dynamic models of turbine generators derived from solid rotor equivalent circuits, PAS-92 nr.3 1973, pag. 926-933.
156. Semlyen A., Analysis of disturbance propagation in power system based on a homogeneous dynamic model, PAS-93 nr.2 1974 pag. 676-684.

157. Shackshaft G., General-purpose turboalternator model, Proc. of IEE Vol.116 nr.4 1963 pag. 703-713.
158. Shackshaft G., Hanser P.R., Model of generator saturation for use power system studies, Proc. of IEE Vol.126 nr. 8 1979 pag. 759-763.
159. Shackshaft G., Symons O.C., General purpose model of power system loads, Proc. of IEE Vol.124 nr. 8 1977 pag. 715-723.
160. Silag G., Groganu I., Mecanica, Ed.Didactică, 1981.
161. Slemon G.R., Analytical models for saturated synchronous machines, PAS-90 nr. 2 1971 pag. 409-417.
162. Stănculescu F., Florescu D., Ghione R., Un model matematic al mașinii sincrone pentru calculatorul analogic, Electrotehnica nr.9 1970, pag. 330-336.
163. Stagg G., El-Abiad A., Computer methods in power system analysis, Mac Graw Hill, 1968.
164. Stauton K.N., Talukdar S.N., New integration algorithms for transient stability studies, PAS-89 nr. 5/6 pag. 985-990.
165. Stenenson J.M., Ulla A.H., Dynamic stability analysis of synchronous machines including damper circuits, automatic voltage regulator and governor, Proc. of IEE Vol. 124 nr. 8 1977 pag. 681-688.
166. Stroev V.A., Sreedharan R., Steady-state stability of alternators as affected by voltage regulators, Proc. of IEE Vol.114 nr.7 1967, pag. 939-945.
167. Subba R., Eddy-current losses in finite sections of solid iron under saturation, Proc. of IEE Vol.111 nr.2 1964 pag. 343-348.
168. Subba R., Equivalent circuit of solid iron core for impact excitation problems, Proc. of IEE Vol.111 nr.2 1964, pag. 349-357.
169. Subramaniam P., Malik O.P., Digital simulation of a synchronous generator in direct-phase quantities, Proc. of IEE Vol.118 nr.1 1971, pag. 153-160.
170. Talukdar S.N., Iterative multistep methods for transient stability studies, PAS-90 nr. 1 1971 pag. 96-102.
171. Tavora C.J., Smith O.M., Characterization of equilibrium and stability in power systems, PAS-91 nr.3 1972, pag. 1127-1130.
172. Tavora C.J., Smith C.M., Stability analysis of power systems, PAS-91 nr.3 1972 pag. 1138-1144.
173. Timotin A., Hortopan V., Ifrim A., Preda M., Lecții de bazele electrotehnicii, Ed.Didactică, 1970.
174. Timney F.W., Walker J.W., Direct solution of sparse network equations by optimally ordered triangular factorization, PAS-59 nr.11 1967, pag. 1801-1809.
175. Ueda R., Takata S., Effects of induction machine load on power system, PAS-100 nr.5 1981, pag. 2555-2562.
176. Umans S.D., Mallick J.A., Wilson G.L., Modelling of solid rotor turbogenerators, Part.I. Theory and techniques. Part.II. Example of model derivation and use of digital simulation, PAS-97 nr.1 1978 pag. 269-277-291.
177. Undrill J.M., Power system stability studies by the method of Liapunov. Part.I. State space approach to synchronous machine modeling, PAS-86 nr.7 1967 pag. 791-801.
178. Undrill J.M., Turner E.A., Construction of power system equivalents by modal analysis, PAS-90 nr.3 1972 pag. 2049-2052.
179. Usakov E.I., Raschet aperiodiceskoi ustoičivosti slojnih elektriceskih sistem s neotom statičeskih harakteristik nagruzok, IAN, En. tr. nr.4 1974 pag. 3-16.

180. Venikov V.A., Perohodnâia elektromekhanicheskie protsessy v elektricheskih mashinakh, Vissiaia Shkola Moskva, 1970.
181. Venikov V.A., Aplicarea teoriei similitudinii și modelării în electroenergetică (t.l.rusă), Ed. Tehnică, 1972.
182. Venikov V.A., Anisimova N.D., Dolghinov A.I., Fedorov D.A., Autoexcitarea și autopendularea în sistemele electrice (t.l.rusă), Ed. Tehnică, 1967.
183. Venikov V.A., Bamfi Iu.Ş., Vozmojnosti, metodologhia i perspektivi issledovaniâ ustoiçivosti elektriceskih sistem priamim metodom A.M. Litpunova, Elektricesstvo, nr.12 1972, pag. 15-23.
184. Venikov V.A., Goloviçin B.I., Lincev K.S., Voprosy primeneniâ teorii çuvstvitelnosti k analizu rejimov raboty energeticeskih sistem, IAN. En. tr. nr. 5 1969, pag. 26-32.
185. Venikov V.A., Goloviçin B.I., Stroev V.A., Primenenie metoda staticeskih lupitanii k analizu ustoiçivosti elektriceskih sistem, Elektricesstvo nr.1 1969 pag. 13-18.
186. Venikov V.A., Litkens I.V., Matematiceskie osnovy teorii avtomaticeskovo upravleniâ rejimami elektronistem, Vissiaia şkola Moskva, 1964.
187. Venikov V.A., Stroev V.A., Idelcik V.I., Tarasov V.I., K opredeleniu predelnih po aperiodiceskoi staticeskoi ustoiçivosti rejimov elektriceskih sistem, IAN. En.tr. nr. 1.1973 pag. 46-53.
188. Venikov V.A., Zelenohat N.I., Vîbor parametrov reguliruiuscih ustroistv v slojnoi elektriceskoi sisteme, IAN. En.tr. nr.1 1972 pag. 68-77.
189. Vickers V.J., Recent trends in turbogenerators, Proc. of IEE Vol. 121 nr.1 1974 pag. 1273-1306.
190. Waldyr M., Semlyen A., Effects of load characteristics on the dynamic stability of power systems, PAS-91 nr.6 1972, pag. 2295-2304.
191. Watson W., Manchur G., Synchronous machine operational impedances from low voltage measurements at stator terminals, PAS-93 nr.3 1974, pag. 777-784.
192. Wood A.J., An analysis of solid rotor machines Part. I. Operational impedances and equivalent circuits, PAS Part III. B. nr.2 1960, pag. 1657-1665.
193. Wood A.J., Concordia C., An analysis of solid rotor machines Part. III. Finite length effects, PAS-47, nr.1 1960 pag. 21-26.
194. Wood A.J., Concordia C., An analysis of solid rotor machines Part. IV. An approximate nonlinear analysis, PAS-47 nr.1 1960, pag. 26-31.
195. Wood A.J., Concordia C., An analysis of solid rotor machines. Part. II. The effects of curvature, PAS Part III.B. nr.2 1960, pag. 1666-1673.
196. Yao Nan Yu., Optimal stabilization of a multimachine system, PAS-81 nr.3 1972, pag. 1174-1182.
197. Yao Nan Yu., Vongsuriya K., Steady-state stability limits of a regulated synchronous machine connected to an infinite system, PAS-85 nr.1 1966 pag. 759-766.
198. Yao Nan Yu., Vongsuriya K., Wedman L.N., Application of an optimal control theory to a power system, PAS-89 nr.1 1970, pag. 55-62.
199. Yao Nan Yu., El-Sharkawi M.A., Estimation of external dynamic equivalents of a thirteen machine system, PAS-100 nr.3 1981 pag. 1324-1332.
200. Zadeh L.A., Polak E., Teoria sistemelor (t.l. engleză), Ed. Tehnică, 1974.
201. Sheenke G.N., Mound A.A., Steady state stability analysis with frequency response methods. Optimization of excitation system parameters, PAS-103 nr.4 1984, pag. 715-722.

202. Zickman E., Stadiul actual al calculului stabilității sistemelor electroenergetice cu ajutorul calculatoarelor electronice, Energetica URSS, nr.5 1969 pag. 244-251.
203. Zingman L.M., Mihnevici G.V., Rardin A.E., O regulatoare vozbuždenia silnovo dolniva, obespecivaiuscem optimalnoe pokazatel' sistemf avtomaticheskovo regulirovaniia parallelno rabotaiuscih sinhronsh mašin, IAN, En. tr. nr. 6 1970, pag. 59-64.
204. * * * Discussion on effect of excitation regulation on synchronous machine stability, Proc. of IEE Vol.114 nr. 9 1967, pag.1260-1262.
205. * * * Computer representation of excitation systems, IEEE Committee report, PAS-87 nr.6 1968, pag. 1460-1464.
206. * * * System load dynamic-simulation effects and determination of load constant - IEEE Committee report, PAS-92 nr.2 1973 pag.600-609.
207. * * * Dynamic models for steam and hydro turbines in power system studies - IEEE Committee report, PAS-92 nr.6 pag. 1904-1915. 1982
208. * * * Projet de mise à jour de la définition des termes concernant la stabilité transitoire des machines synchrones interconnectées, Rapport CIGRE 334 bis, 1966.
209. * * * Excitation system models for power system stability - IEEE Committee report, PAS-100 nr. 2 1981 pag. 494-509.
210. * * * A description of discrete supplementary controls for stability - IEEE Committee report, PAS-97, nr.1 1978 pag. 149-157.
211. * * * Proposed excitation system definitions for synchronous machines, IEEE Committee report, PAS-88 nr.8 1969 pag. 1248-1258.
212. * * * Excitation system models for power system stability studies, IEEE Committee report, PAS -100 nr.7 1981 pag. 3229-3245.
213. * * * Proposed terms and definitions for power system stability, PAS-101 nr.7 1982, pag. 1894-1895.
214. * * * Criterii îmbunătățite privind reglajul tensiunii și puterii reactive în SEN cu aplicații concrete la îmbunătățirea reglajului de tensiune în nodul Porțile de Fier. Contract cercetare științifică IPTVT 1978 - 1981, Beneficiar CHE Porțile de Fier.
215. * * * Optimizarea acordului RAE al turbogeneratoarelor de la CET Mintia în condiții de exploatare, Contract de cercetare științifică IPTVT 1975 - Beneficiar ICEENERG - București.
216. * * * Cercetări în vederea realizării unui regulator de tensiune destinat hidroagregatelor reversibile, Contract de cercetare științifică IPTVT 1984, Beneficiar CCSITEH Reșița.

LISTA CUPRINZIND ABBREVIATIILE TITLURILOR DE REVISTE

- PAS - IEEE Transactions on Power Apparatus and Systems - SUA
- IAN.En.tr. - Izvestia Akademii Nauk SSSR, Energhetika i Transport- URSS
- Proc.of IEE - Proceedings of IEE - Anglia
- Bul. IPTVT-El. - Buletinul științific și tehnic al I.P.Timișoara seria Electrotehnică
- RGE - Revue Générale de l'Electricité - Franța
- IEEE-AC - IEEE Transaction on Automatization and Control - SUA.