

INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VUIA" TIMIȘOARA
FACULTATEA DE ELECTROTEHNICĂ

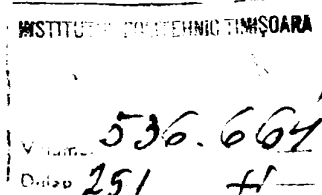
ing. Mănduc Liviu-Ion

**DETERMINAREA PARAMETRILOR
ECHIVALENȚI AI GENERATORULUI SINCRO
CU POLI APARENȚI NECESARI CALCULELOR
DE STABILITATE TRANZITORIE**

Teză de doctorat

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

Conducător științific:
Prof. Dr. Ing. NOVAC IOAN



1988

CUPRINS

1. INTRODUCERE	7
2. CONSIDERATII TEORETICE PRELIMINARE	12
2.1. Diagrame adoptate	12
2.2. Puterile activă și reactivă debitate de GS în rețeaua SE	15
2.3. Stabilitatea tranzitorie	17
2.3.1. Ecuația de mișcare	19
2.3.2. Limita de stabilitate	20
2.3.3. Tensiuni și reactanțe folosite în calculul stabilității tranzitorii	22
2.3.4. Sistemul de reglare a tensiunii	22
2.3.5. Sistemul de reglare a vitezei	24
2.3.6. Ecuațiile de funcționare ale mașinii sincrone	25
3. CALCULUL PARAMETRIILOR ECHIVALENTI AI GENERATORULUI SINCRON CU POLI APARENTI	36
3.1. Calculul rezistențelor ohmice	36
3.1.1. Rezistența pe fază a înfășurării statorului	37
3.1.2. Rezistența înfășurării de excitație	40
3.1.3. Componenta rezistenței înfășurării de amortizare după axa longitudinală	41
3.1.4. Componenta rezistenței înfășurării de amortizare după axa transversală	43
3.2. Calculul valorilor nesaturate ale reactanțelor	44
3.2.1. Reactanța de reacție a indusului după axa longitudinală	44
3.2.2. Reactanța de reacție a indusului după axa transversală	46
3.2.3. Determinarea unor factori și coeficienți ce intră în componența formulelor (3.1) și (3.56)	48
3.2.4. Reactanța de dispersie a înfășurării statorului	52
3.2.5. Reactanța de dispersie a înfășurării de excitație	55
3.2.6. Componenta reactanței de dispersie a înfășurării de amortizare după axa longitudinală	57
3.2.7. Componenta reactanței de dispersie a înfășurării de amortizare după axa transversală	59
3.2.8. Reactanța sincronă longitudinală a înfășurării statorului	59

3.2.9. Reactanța sincronă transversală a înfășurării statorului	60
3.2.10. Reactanța înfășurării de excitație	61
3.2.11. Componenta reactanței înfășurării de amortizare după axa longitudinală.	61
3.2.12. Componenta reactanței înfășurării de amortizare după axa transversală.	61
3.2.13. Reactanța sincronă tranzitorie longitudinală a înfășurării statorului.	62
3.2.14. Reactanța sincronă tranzitorie transversală a înfășurării statorului	64
3.2.15. Reactanța sincronă supratranzitorie longitudinală a înfășurării statorului.	64
3.2.16. Reactanța sincronă supratranzitorie transversală a înfășurării statorului.	64
3.2.17. Reactanța de dispersie "Potier"	65
3.3. Calculul valorilor nesaturate ale constantelor de timp	65
3.3.1. Constanta de timp tranzitorie longitudinală a înfășurării de excitație la mers în gol T_{do}	65
3.3.2. Constanta de timp supratranzitorie a amortizorului longitudinal la mers în gol T_{do}''	65
3.3.3. Constanta de timp supratranzitorie a amortizorului transversal la mers în gol T_{qo}''	66
3.4. Influența saturației asupra parametrilor echivalenți ai generatorului sincron cu poli aparenti. Gradul de saturație.	66
3.5. Calculul valorilor saturate ale parametrilor echivalenți ai generatorului sincron cu poli aparenti	74
3.5.1. Calculul t.m.m. a circuitului magnetic longitudinal.	74
3.5.2. Calculul t.m.m. corespunzătoare circuitului magnetic transversal.	78
3.5.3. Determinarea coeficienților de saturație k_{sd}^* și k_{sq}^*	82
3.5.4. Unele considerații privind valorile coeficienților de saturație.	84
3.5.5. Calculul valorilor saturate ale reactanțelor și constantelor de timp	85
3.6. Program pentru calculul parametrilor echivalenți ai	86

3.7. Partea aplicativă I.- Calculul parametrilor HG din CHE Mărigelu și ai rețelei de legătură la SEN. . .	88
3.7.1. Date tehnice privind HG de 90 MVA tip HVS 396/215 - 10	88
3.7.2. Elemente de calcul	90
3.7.3. Calculul parametrilor echivalenți pentru HG de 90 MVA.	96
3.7.4. Calculul parametrilor rețelei de legătură a CHE Mărigelu la SEN	101
3.7.4.1. Transformatorul bloc	101
3.7.4.2. Linia electrică aeriană de 220 KV Mărigelu-Florești (M-F).	104
4. DETERMINAREA EXPERIMENTALA A PARAMETRILOR ECHIVALENTI AI GENERATORULUI SINCRON CU POLI APARENTI.	107
4.1. Determinarea reactanțelor și constantelor de timp. .	107
4.1.1. Determinarea valorii nesaturate a reactanței X_d prin "metoda încercărilor în gol și de scurtcircuit trifazat.	107
4.1.2. Determinarea reactanței tranzitorii longitudinale X_d' prin "metoda încercării la scurtcircuit trifazat brusc".	110
4.1.3. Determinarea reactanței supratranzitorii longitudinale X_d'' prin "metoda încercării la scurtcircuit trifazat brusc".	112
4.1.4. Determinarea valorilor nesaturate ale reactanțelor supratranzitorii X_d'' și X_q'' prin "metoda rotorului imobil"	114
4.1.5. Determinarea reactanțelor X_d , X_d' și X_d'' , precum și a constantelor de timp T_{d0}' și T_{d0}'' , prin "metoda restabilirii tensiunii la deconectarea scurtcircuitului".	117
4.2. Aprecieri referitor la metodele experimentale de determinare a reactanțelor și constantelor de timp .	124
4.3. Rezultatele unor determinări experimentale privind reactanțele și constantele de timp ale HG de 90 MVA din CHE Mărigelu.	127
4.3.1. Determinarea valorii nesaturate a reactanței X_d prin "metoda încercărilor în gol și de scurtcircuit trifazat".	127
4.3.2. Determinarea valorilor nesaturate ale reac-	

4.3.3. Determinarea reactanțelor X_d' și X_d'' , precum și a constantelor de timp T_{do}' și T_{do}'' prin "metoda restabilirii tensiunii la deconectarea scurtcircuitului".	128
5. DETERMINAREA STABILITĂȚII TRANZITORII A GENERATORULUI SINCRON CU POLI APARENȚI.	133
5.1. Modelul matematic folosit la determinarea stabilității tranzitorii a generatorului sincron.	
5.1.1. Ecuațiile regimului permanent.	140
5.1.2. Ecuațiile regimului tranzitoriu	143
5.2. Program pentru determinarea stabilității tranzitorii a generatorului sincron cu poli aparenti.	148
5.3. Partea aplicativă II - Determinarea stabilității tranzitorii a HG din CHE Mărigelu în cazul unui scurtcircuit trifazat în rețeaua SEN.	152
5.3.1. Calculul regimului staționar inițial	153
5.3.1.1. Determinarea puterilor active și reactive în punctele M și F ale liniei de 220 KV	153
5.3.1.2. Determinarea curentului, tensiunii și puterilor la bornele HG.	155
5.3.2. Calculul efectiv al stabilității tranzitorii a HG de 90 MVA	155
6. CONCLUZII	176
BIBLIOGRAFIE	180
ANEXE	186

1
INTRODUCERE

Prin prezenta lucrare, care este consacrată studiului modului de determinare a parametrilor echivalenți necesari calculului de stabilitate tranzitorie a generatoarelor sincrone cu poli aparenti, s-a luat în considerare cazul mașinilor de acest tip de puteri unitare mari, racordate prin intermediul unor transformatoare la rețelele de tensiune până la 220 KV, foarte des întâlnite în practica exploatarei.

În ceea ce privește generatorul sincron cu poli aparenti m-am referit în toate cazurile la funcționarea lui cuplat la SE, adică la o rețea de putere infinită ($U = \text{const.}$, $f = \text{const.}$), deoarece acesta este cazul obișnuit în energetica generală și deosebit de des în țara noastră, în care funcționează un sistem energetic unic.

În aceste condiții, schema principală de cuplare a GS cu poli aparenti la rețeaua SE are aspectul prezentat în figura 1.1.

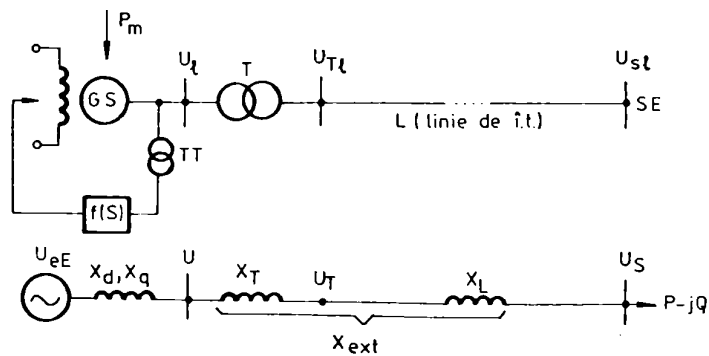


Fig.1.1.Schema principală de cuplare a GS la rețeaua SE.

P_m este puterea motorului primar; T - transformatorul bloc ; L - linia electrică de legătură la SE; $f(s)$ - regulatorul de tensiune împreună cu excitatoarea.

După cum se știe, GS cuplate la rețeaua SE prin intermediul indusului lor, sînt supuse unor perturbații de natură electrică, cum sînt de exemplu scurtcircuiturile, conectările sau deconectările unor receptoare puternice precum și unor perturbații de natură mecanică, cum sînt de exemplu neuniformitatea cuplului motor sau intervențiile energice ale reguletoarelor de viteză ale turbinelor primare.

Aceste perturbații fac ca GS să se găsească practic în numeroase situații într-un regim tranzitoriu, care se poate termina, fie printr-un regim staționar, fie printr-un regim instabil, care duce la pierderea sincronismului și deci la desprinderea din paralel a generatorului.

Regimul tranzitoriu al GS poate fi descris prin ecuații diferențiale neliniare și a studia stabilitatea funcțională a unei astfel de mașini înseamnă a rezolva direct sau indirect aceste ecuații.

Intrucît GS se caracterizează printr-un număr mare de parametri echivalenți, care constau în principal din rezistențe, reactanțe și constante de timp, care definesc regimurile de funcționare staționare și tranzitorii, este necesar ca în prealabil să se stabilească un nomenclator al acestor parametri, în care să se includă și parametrii instalațiilor de legătură a GS la SE.

Față de cele de mai sus, se poate spune că elementele necesare calculului și analizei stabilității tranzitorii a GS sînt formate din următoarele cinci categorii :

- a - parametri echivalenți ai GS studiat ;
- b - funcțiile de transfer ale regulatorului de tensiune și ai excitatoarei;
- c - funcția de transfer a regulatorului de viteză;
- d - reactanța circuitului exterior (a transformatorului bloc și a rețelei de cuplaj);
- e - tipul de defect (scurtcircuit trifazat, etc), locul și durata defectului.

Nomenclatorul elementelor GS ce trebuie luate în considerare în calculele de stabilitate tranzitorii corespunde ecuațiilor funcționale care descriu regimurile staționar și tranzitoriu, precum și metodelor și modelelor matematice folosite în energetica modernă pentru astfel de calcule și care sînt prezentate în capitolele următoare.

Descrierea precisă a comportării GS în regim tranzitoriu este

posibilă numai în condițiile în care parametrii săi echivalenți sînt stabiliți corect.

Dificultatea stabilirii corecte a parametrilor constă în faptul că GS, ca de altfel toate mașinile de curent alternativ, se caracterizează prin cîmpuri magnetice care au loc în medii cu permeabilitate și conductibilitate diferite. Din această cauză studiul comportării GS în diferitele regimuri de funcționare se face, în literatură, pe baza unei configurații simplificate a cîmpurilor magnetice, în care saturația magnetică a diferitelor părți, de multe ori nu se ia în considerare, sau se consideră într-un mod aproximativ.

Pentru determinarea cît mai corectă a parametrilor echivalenți ai GS, în prezenta lucrare s-a analizat, între altele și influența saturației circuitelor magnetice asupra acestor parametri.

La determinarea parametrilor echivalenți ai GS cu poli aparrenți s-a utilizat metoda analitică, iar rezultatele au fost comparate cu cele obținute pe cale experimentală, așa cum se va vedea în capitolele următoare.

Pentru ca problemele teoretice tratate în prezenta teză să aibă o valabilitate cît mai generală, m-am referit în toate cazurile la hidrogeneratoarele cu putere activă unitară pînă la 200 MW instalate în CHE și care debitează energia electrică în SE prin intermediul unei linii electrice de transport de 220 KV.

Pentru partea aplicativă referitoare la unele probleme abordate în cadrul tezei, am ales CHE Mărigelu de pe râul Someș, în care sînt montate trei grupuri identice de 81 MW, cu transformatoare bloc de 90 MVA, care debitează energia electrică în SE prin intermediul unei linii electrice de transport cu simplu circuit de 220 KV.

Prin partea aplicativă abordată se urmărește rezolvarea unei probleme de producție și anume a exploatării în condiții de securitate a HG din CHE Mărigelu, precum și a reglării optime a protecției de distanță a liniei de legătură la SEN, atunci cînd această CHE funcționează în regim staționar și mai ales tranzitoriu, cu toate cele trei grupuri egal încărcate și cu o putere totală limitată, conform H.C.M. - 2169/XI.1969, la 220 MW socotită la barele de înaltă tensiune ale stației de conexiuni Mărigelu.

Lucrarea este alcătuită din cinci capitole, un capitol de concluzii și două anexe.

În capitolul 2 al lucrării se prezintă unele considerații teoretice preliminare de calcul cu caracter de aplicabilitate ge-

neral valabilă la GS cu poli aparenti de puteri unitare mari, care totodată constituie linia directoare de rezolvare a problemelor legate de elaborarea prezentei teze de doctorat. Acest capitol se finalizează cu stabilirea unui nomenclator al parametrilor echivalenți ai GS necesari calculelor de stabilitate tranzitorie.

Capitolul 3 cuprinde integral relațiile și formulele pentru determinarea valorilor nesaturate și saturate ale parametrilor echivalenți stabiliți, precum și metodologia determinării coeficienților de saturație după cele două axe ale mășinii echivalente. În finalul acestui capitol se prezintă calculul valorilor acestor mărimi în cadrul părții aplicative, folosind calculatorul electronic.

În capitolul 4 sunt prezentate unele metode uzuale pentru determinarea experimentală a parametrilor echivalenți ce intră direct în calculele privind determinarea stabilității tranzitorii și care se pot aplica cu ușurință la HG aflate pe platformele de montare sau montate în CHE.

În capitolul 5, în întregime original, se prezintă modelul matematic și modul de determinare al stabilității tranzitorii a GS cu poli aparenti cuplat la SE. Programul elaborat pe baza acestui model matematic este aplicat pentru determinarea stabilității tranzitorii a HG de 90 MVA din CHE Mărigelu.

Capitolul 6 conține concluziile principale care se desprind din întreaga lucrare.

Principalele contribuții aduse de autor în cadrul acestei lucrări sunt următoarele :

1. Elaborarea unui program general valabil pentru determinarea valorilor nesaturate și saturate ale parametrilor echivalenți ai GS cu poli aparenti de puteri unitare mari necesari calculelor de stabilitate tranzitorie.

2. Determinarea coeficienților de formă ai cimpurilor magnetice k_d , k_q , k_E pentru GS cu poli aparenti (la care întrefierul este variabil de-a lungul tălpilor polare) din curbele experimentale date în literatura de specialitate. Aceste curbe, introduse în memoria calculatorului, au fost approximate prin polinoame Lagrange. Subprogramul care realizează această aproximare este inclus în programul principal.

3. Determinarea intensității cimpului magnetic din curbele de magnetizare ale unor tole silicioase, folosite frecvent în construcția HG de mare putere, utilizând același procedeu.

4. Liniarizarea caracteristicii de magnetizare după axa longitudinală cu ajutorul t.e.m. rezultante \underline{H}_e , inclusiv determinarea modulului acestui fazor.

5. Determinarea analitică a t.m.m. F_{eq} corespunzătoare circuitului magnetic transversal, care este necesară pentru ridicarea caracteristicii de magnetizare după axa q.

6. Liniarizarea acestei caracteristici cu ajutorul ~~componentei~~ componente transversale a t.m. de reacție a indusului.

7. Determinarea coeficienților de saturație folosind caracteristicile magnetice după cele două axe.

8. Modelarea completă a generatorului sincron cuplat la rețeaua SE, în condițiile electrice și mecanice specifice funcționării generatorului în regimurile permanent și tranzitoriu.

9. ~~Tratarea~~ Tratarea analitică cu ajutorul acestui model a regimurilor menționate, cu considerarea fenomenului de "gol de tensiune".

10. Elaborarea unui program general valabil pentru determinarea stabilității tranzitorii a generatoarelor sincrone cu poli aparenti de puteri unitare mari, care funcționează cuplate la SE.

Autorul își exprimă pe această cale sentimentele sale de călduroasă mulțumire conducătorului științific prof.dr.ing.Novac Ioan, pentru indicațiile competente și amănunțite primite cu ocazia elaborării prezentei teze de doctorat.

De asemenea, autorul își exprimă mulțumirile sale colegilor de la catedra de E/A a facultății de Electrotehnică din Institutul politehnic Cluj-Napoca, precum și conducătorilor unităților economice și institutelor I.S.C. Cluj-Napoca, I.E.I.R.I.E.D.E.E.T din Cluj-Napoca, I.S.P.E. - București, I.C.P.E.H- Regița și D.E.N - București pentru ajutorul acordat.

2

CONSIDERATII TEORETICE PRELIMINARE

Considerațiile teoretice preliminare se referă numai la GS cu poli aparenti cuplat la rețeaua SE (figura 1.1) și în principal la alegerea elementelor de calcul (diagrame, formule, ecuații de modelare pentru GS și sistemele sale de reglare), care să imprime un caracter mai general și cu un grad de precizie, a problemei stabilității tranzitorii, din care apoi să rezulte nomenclatorul parametrilor electrici ce trebuie determinați, precum și justificarea necesității calculului cât mai corect (respectiv gradul de precizie) al acestora.

Un argument în plus al acestei ultime precizări, îl constituie rezolvarea corespunzătoare a părții aplicative, întrucât se referă la grupuri energetice prototip și la o rețea de legătură la SE simplu circuit.

2.1. DIAGrame ADOPTATE.

Pe baza schemei de cuplare a GS la SE prezentată în figura 1.1., s-a întocmit diagrama fazorială simplificată a GS funcționând în regim permanent nesaturat, cu pierderi neglijabile și având un factor de putere inductiv. Această diagramă reprezentată în figura 2.1. poate fi folosită în cazul regimului tranzitoriu lent [35].

Intrucât această diagramă se referă la regimul permanent (staționar) tensiunile și curenții sînt scrise în valori efective (amplitudine $\sqrt{2}$).

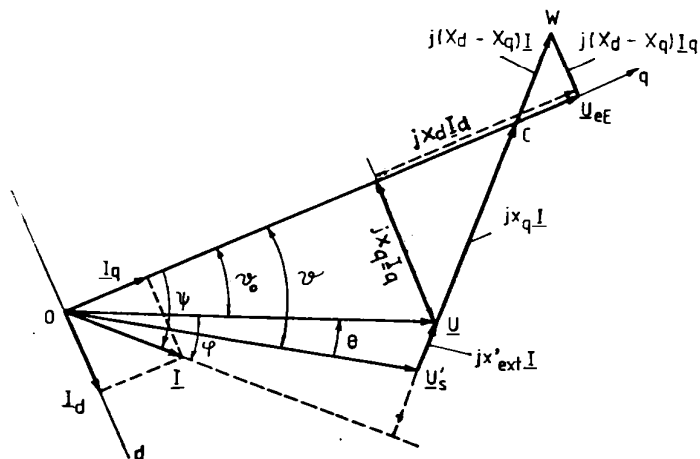


Fig.2.1. Diagrama fazorială a GS funcționând în regim permanent.

Mărimile cu indicele (') sînt raportate la bornele GS. U_s' este tensiunea de referință raportată; ψ_0 - unghiul de sarcină al GS; W - punctul de funcționare al GS.

Diagrama fazorială simplificată a GS funcționând într-un regim oarecare nesaturat, tranzitoriu lent, are aspectul ca în figura 2.2. de mai jos.

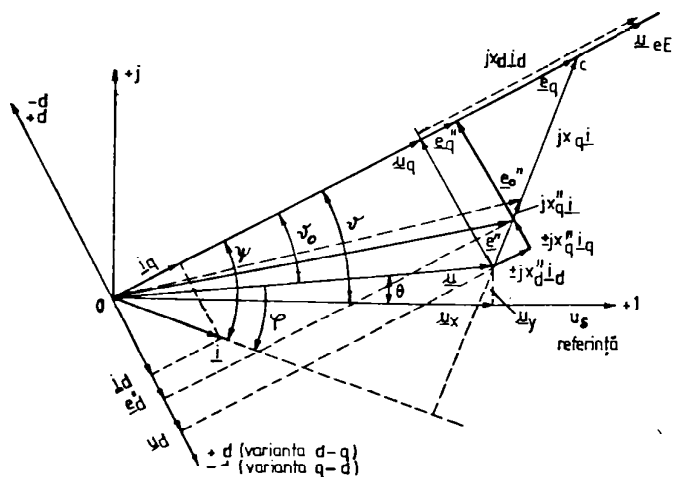


Fig.2.2. Diagrama fazorială a GS funcționând într-un regim oarecare nesaturat, tranzitoriu lent.

În această diagramă semnele marcate dedesubt se referă la considerarea unghiurilor GS în varianta sistemului de axe $q-d$.

Intrucât această diagramă se referă la un regim de funcționare oarecare, tensiunile și curenții sînt scrise în valori momentane.

Pentru calculul regimului tranzitoriu al GS cuplat la rețeaua SE este necesar ca în prealabil să fie cunoscut regimul permanent inițial, adică să fie cunoscute:

- puterile activă și reactivă debitate de GS în rețeaua SE;
- puterile active și reactive consumate în fiecare nod al rețelei;
- tensiunile (modul și argument) la bornele GS și în nodurile de legătură la SE.

Din acest ultim punct de vedere se stabilește o tensiune de referință, care poate să fie a unui nod important sau tensiunea la bornele unui generator de mare putere, față de care se calculează unghiul θ pe care îl face tensiunea generatorului cu această tensiune.

În cazul de față se consideră ca tensiune de referință, tensiunea la bornele de înaltă tensiune ale transformatorului bloc.

Tensiunea generatorului considerat are ca modul și argument

$$u = \sqrt{u_x^2 + u_y^2} \text{ și } \theta = \arctg \frac{u_y}{u_x} .$$

În aceste relații u_x și u_y reprezintă proiecțiile tensiunii la borne a generatorului (u) pe axele sistemului de coordonate $+l$; $+j$, luate ca axe de referință.

Pentru calculul componentelor u_x și u_y se folosesc scheme echivalente în π , pentru care se determină circulația de puteri active și reactive, circulația de curenți longitudinali și transversali, precum și susceptanțele inductive și capacitive de secvență directă.

În continuare, se calculează pentru fiecare generator o t.e.m. \underline{e}_q cu ajutorul următoarei relații :

$$\underline{e}_q = \underline{u} + j x_q \underline{i} . \quad (2.1)$$

Cunoscîndu-se în felul acesta direcția axei q , se poate determina grafic unghiul intern .

Unghiul intern al GS în raport cu axa tensiunii de referință este :

$$\psi = \psi_0 + \theta .$$

Acest unghi determină poziția sistemului de axe proprii (d, q) față de sistemul de coordonate +l, +j.

Din această diagramă se pot calcula și următoarele mărimi exprimate în valori momentane :

$$i_d = \frac{+ e_q'' + u_q}{x_d''}; \quad i_q = \frac{+ u_d + e_d''}{x_q''}; \quad (2.2)$$

$$e_d'' = u_d + x_q'' \cdot i_q; \quad e_q'' = u_q + x_d'' \cdot i_d; \quad (2.3)$$

$$u_d = u \sin(\vartheta - \theta); \quad u_q = u \cos(\vartheta - \theta). \quad (2.4)$$

Diagrama din figura 2.2 poate fi folosită și pentru determinarea tensiunii fictive :

$$\underline{e}_0'' = \underline{u} + x_q'' \cdot \underline{i}, \quad (2.5)$$

care servește pentru determinarea "injectorului echivalent de curent", notat cu \underline{i} , cu ajutorul căruia se poate reprezenta fiecare GS la interconexiunea lui cu rețeaua SE.

În ambele diagrame prezentate nu s-a ținut seamă de saturație și s-a neglijat rezistența R_1 (a înfășurării indusului) ca fiind foarte mică față de reactanțele X_d și X_q .

În relațiile de calcul ale unor mărimi s-au indicat câte două semne suprapuse, dintre care se vor utiliza numai acelea care corespund diagramei unghiurilor GS luată în considerare (varianta q - d sau d - q). În cazul de față s-a adoptat varianta d - q, în scopul de a avea mai multe posibilități de verificare și comparare a soluțiilor adoptate, cu cele folosite sau indicate în literatura de specialitate autohtonă și străină.

2.2. PUTERILE ACTIVA SI REACTIVA DEBITATE DE GS IN REȚEAUA SE.

Formulele adoptate pentru calculul puterilor activă și reactivă debitate de GS în rețeaua SE sînt deduse din diagrama fazorială a GS funcționînd în regim permanent (figura 2.1), ale cărei particularități au fost arătate mai sus.

Expresia acestor puteri, puse sub forma generală este următoarea :

$$P = 3 \frac{U_{eE} \cdot U_S'}{X_d + X_{ext}} \sin \vartheta + 3 \frac{U_S'^2}{2} \left(\frac{1}{X_q + X_{ext}} - \frac{1}{X_d + X_{ext}} \right) \sin 2\vartheta \quad (2.6)$$

$$Q = 3 \frac{U_{eE} \cdot U_S'}{X_d + X_{ext}} \cos \psi - 3 \frac{U_S'^2}{X_q + X_{ext}} + 3 U_S'^2 \left(\frac{1}{X_q + X_{ext}} - \frac{1}{X_d + X_{ext}} \right) \cos^2 \psi. \quad (2.7)$$

Dacă se consideră puterile activă și reactivă la bornele de înaltă tensiune ale transformatorului bloc cum se obișnuiește de cele mai multe ori în cazul agregatelor sistem bloc turbină-generator-transformator, atunci trebuie ca la determinarea puterii reactive să se țină seama și de pierderea de putere reactivă în transformatorul bloc.

Puterea sincronizantă are expresia :

$$P_S = \frac{dP}{d\psi} = 3 \frac{U_{eE} \cdot U_S'}{X_d + X_{ext}} \cos \psi + 3 U_S'^2 \left(\frac{1}{X_q + X_{ext}} - \frac{1}{X_d + X_{ext}} \right) \cos 2\psi. \quad (2.8)$$

Se reamintește, că în aceste formule reactanțele X_d și X_q sînt exprimate în valori nesaturate, iar unghiul ψ determinat din diagrama fazorială prezentată în figura 2.1. este afectat de ipotezele prezentate.

Din această cauză, este necesar ca în aceste formule să se introducă coeficienți de corecție de natura celor indicați în [33, p.107] sau în caz contrar să se considere reactanțele saturate (X_{ds} și X_{qs}), U_{eEs} și ψ_s determinate din diagrama fazorială saturată.

Dacă se consideră că tensiunile U_{eE} și U_S' se păstrează constante ca valoare pentru orice putere debitată de GS, se poate construi curba de sarcină $P = f(\psi)$ cu ajutorul relației (2.6).

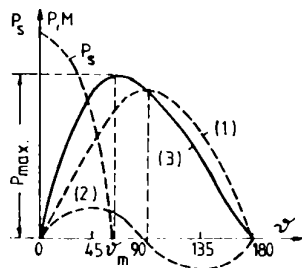


Fig.2.3. Curba de sarcină a unui GS cu poli aparenti (3).

Modul de trasare a acestei curbe se poate deduce din figura 2.3. După cum se constată curba $P = f(\psi)$, respectiv curba (3), nesinusoidală, este rezultatul suprapunerii a două armonici sinusoidale în funcție de unghiul ψ .

Prima armonică (1) este dependentă de excitație, iar a doua (2) este independentă de aceasta, ceea ce înseamnă că ea poate să apară și în cazul cînd $i_E = 0$.

Puterea electromagnetică maximă P_{\max} la $U_{eE} = \text{const.}$ și $U = \text{const.}$ se atinge la GS cu poli aparenti pentru un unghi δ_m mai mic de 90° , ceea ce îl deosebește de GS cu poli plini, la care P_{\max} se atinge la $\delta = 90^\circ$.

Puterea electromagnetică sincronizantă P_s se calculează cu relația (2.8) adaptată pentru bornele generatorului,

Cuplul electromagnetic M al GS cu poli aparenti se deduce din relația (2.6) adaptată și împărțită cu viteza unghiulară a rotorului la un moment dat

$$\Omega = \Omega_0 + \frac{1}{p} \frac{d\delta}{dt} \text{ rad/s ,}$$

în care :

$\Omega_0 = \frac{\omega}{p}$ este viteza unghiulară a rotorului, care corespunde pulsației rețelei;

$\omega = \frac{d\delta}{dt}$ - pulsația rețelei.

536.607
251H

Deci,

$$M = 3 \cdot \frac{U_{eE} U_S'}{\Omega X_d} \sin \delta + 3 \cdot \frac{U_S'^2}{2\Omega} \left(\frac{1}{X_q} - \frac{1}{X_d} \right) \sin 2\delta . \quad (2.9)$$

Cuplul M precum și cele două componente ale sale sînt reprezentate în figura 2.3. de aceleași curbe ca și ale puterilor, însă la scara cuplurilor. Componenta a doua a cuplului M este [60] un cuplu reactiv ce depinde de nesimetria mașinii după cele două axe.

2.3. STABILITATEA TRANZITORIE.

Stabilitatea unui SE se referă la condițiile în care GS din cadrul acestuia rămîn în sincronism, adică continuă să funcționeze în paralel.

În opoziție cu această situație este instabilitatea, care se referă la condițiile în care se pierde sincronismul. Fenomenele de instabilitate apar de obicei fie la o mărire continuă și lentă a puterii ce se transmite printr-o linie a SE, fie în urma unei avarii cum este mai ales scurtcircuitul, cu sau fără punere la pămînt.

Criteriul de apreciere al unuia sau al celuilalt aspect al stabilității constă în principiu în rapiditatea de variație a sarcinii generatoarelor.

Unele probleme legate în mod direct sau indirect de stabilitate au fost prezentate în cap.1. al prezentei teze.

Prin stabilitate tranzitorie a GS se înțelege [28] proprietatea acestuia de a rămâne în stare de funcționare normală atunci când survin perturbații mai mult sau mai puțin violente și rapide.

Este de menționat faptul că stabilitatea GS care funcționează în regim de interconexiune în SE determină însăși stabilitatea SE respectiv.

Prin stabilitatea tranzitorie a SE se înțelege proprietatea acestuia de a-și menține valorile normale (sau aproximativ normale) ale parametrilor funcționali (tensiune și frecvență) în nodurile sale, atunci când în timpul funcționării rețelei generale a sistemului apar perturbații finite (bine determinate) caracteristice regimurilor anormale și de avarie.

Deasemenea se menționează faptul că, datorită introducerii în SE de mașini, aparate și dispozitive de reglaj din ce în ce mai perfecționate, cum sînt: generatoare și transformatoare cu reactanțe reduse, sisteme de excitație perfecționate la generatoare, reguletoare speciale de tensiune, intreruptoare cu acționare rapidă, protecții prin relee cu grad înalt de sensibilitate și rapiditate, etc. au apărut unele modificări în concepția și modul de abordare a problemelor de stabilitate, în sensul că [21] se utilizează trei termeni pentru diversele condiții de stabilitate: statică, tranzitorie și dinamică; aceasta din urmă referindu-se la procesul tranzitoriu în prezența reglajelor, de la producerea perturbației pînă la stabilirea postperturbatorie a regimului de funcționare, în condițiile de mici perturbații.

Cea mai mare reducere a stabilității tranzitorii se produce în cazul scurtcircuitelor, deoarece această ocazie scade apreciabil tensiunea la bornele generatorului.

Pentru ușurarea calculelor și analizelor problemelor de stabilitate tranzitorie se poate adopta soluția înlocuirii GS dintr-o centrală a SE, cu un generator echivalent, prin faptul că generatoarele fiind legate la aceleași bare, se presupune că rotoarele lor oscilează în același fel. Din același motiv se folosește și un generator echivalent al SE.

După cum rezultă din cele de mai sus, stabilitatea tranzitorie se referă la comportarea GS și a SE în general, la marile perturbații finite provocate de regimurile anormale de funcționare și de avarie.

În cele ce urmează mă voi referi numai la următoarele trei probleme fundamentale ale stabilității tranzitorii : ecuația de mișcare, limita de stabilitate tranzitorie, tensiuni și reactanțe utilizate în această problemă.

2.3.1. Ecuația de mișcare.

Ecuația de mișcare a rotorului GS stabilită pe baza relației de echilibru a cuplurilor ce acționează asupra maselor rotorice ale mașinii primare și GS la care este cuplată, are mai multe expresii, dintre care am ales următoarele două :

a) conform relației (2.226) din [28] , adică :

$$M_m = p (\Psi_q \cdot i_d - \Psi_d \cdot i_q) + \frac{J}{p} \frac{d^2 \alpha}{dt^2} \quad \text{și} \quad (2.10)$$

b) conform celei utilizate în sectorul energetic în cazul HG, adică:

$$T \frac{ds}{dt} + Ds = \frac{M_{mo}}{M_{mn}} - \frac{M}{M_{mn}} \quad (2.11)$$

Această relație este dedusă din relațiile :

$$J \frac{d\Omega}{dt} = M_m - M \quad \text{și} \quad \Omega = \frac{\omega}{p}(1+s), \quad \text{în care :}$$

$$T = \frac{J\Omega_o^2}{P_n} = \frac{J\omega^2}{P_n \cdot p^2} \quad \text{reprezintă timpul de lansare al grupului}$$

(constanta de timp mecanică a rotoarelor);

$$s = \frac{\Omega - \Omega_o}{\Omega_o} \quad \text{- alunecarea;}$$

ω - pulsația rețelei la care este cuplat GS;

M_{mo} - cuplul mecanic dezvoltat de turbină la viteza de sincronism;

$$D = \frac{\delta M_m}{M_{mn}} \quad \text{- coeficientul de autoreglaj al turbinei;}$$

δM_m - cuplul mecanic de autoreglaj;

$$J = \frac{G \cdot D_r^2}{4} \quad \text{- momentul de inerție a celor două rotoare;}$$

G - masa celor două rotoare presupusă uniform repartizată.

Dacă termenul al doilea din partea a doua a relației (2.11) se înlocuiește cu expresia puterilor active, se obține:

$$T \frac{ds}{dt} + Ds = \frac{M_{mo}}{M_{mn}} - \frac{P}{P_{mn}} \quad (2.12)$$

În această relație, $P = R_e(\underline{u} \cdot \underline{i}^*)$, unde $\underline{u} = u_d + j u_q$ este tensiunea la borne, iar $\underline{i} = i_d + j i_q$ este curentul în înfășurarea statorului.
Dacă:

$$P = R_e(u_d + ju_q) \cdot (i_d - ji_q) = u_d i_d + u_q i_q \quad (2.13)$$

Componentele curentului statoric i se deduc din ecuațiile Park sau din diagramă fazorială prezentată în figura 2.2. din prezenta teză, cum de altfel am procedat în cazul de față.

Înlocuind relațiile (2.2) cu considerarea semnelor corespunzătoare variației ($q - d$), adică cele de dedesubt, în relația (2.13), se obține :

$$P = \frac{u_q \cdot e''_d}{X_q} - \frac{u_d \cdot e''_q}{X_d} + \left(\frac{1}{X_d} - \frac{1}{X_q} \right) u_d \cdot u_q \quad (2.14)$$

Am adoptat ecuația de mișcare a rotorului GS avînd expresia (2.12), întrucît aceasta este ușor de aplicat în cazul HG, la care se cunosc mărimile T și D .

2.3.2. Limita de stabilitate.

Se consideră curba de sarcină $P = f(\psi)$ a unui GS cu poli aparenti de putere mare cuplat la rețeaua SE, care funcționează în regim staționar echilibrat, în condițiile $U_{e\pi} = \text{const.}$, $U = \text{const.}$ și cu reactanța de legătură invariabilă. Această curbă de sarcină construită în condițiile arătate la începutul acestui paragraf, are aspectul ca în figura 2.4. alăturată.

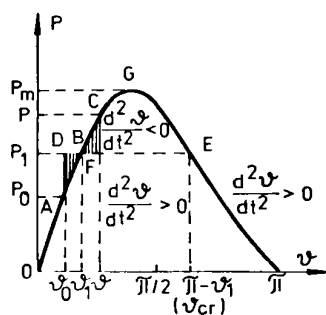


Fig. 2.4. Curba de sarcină a unui GS cu poli aparenti funcționând în regim staționar echilibrat,

..... a P_0 de aici se calculează cu relația (2.6).

Dacă dintr-un motiv oarecare crește brusc cuplul mecanic M_m , funcționarea GS se va muta în punctul figurativ B, corespunzător unui nou echilibru între cuplurile m și e . În acest punct accelerația pozitivă $\frac{d\Omega}{dt} = \frac{1}{p} \frac{d^2\psi}{dt^2}$ se anulează, iar viteza unghiulară relativă $\Omega = \frac{1}{p} \frac{d\psi}{dt}$ care în acel moment are valoarea maximă, imprimă rotorului o inerție de așa natură, încît se depășește această poziție de echilibru. În această situație

unghiul ψ continuă să crească pînă în punctul C în care accelerația unghiulară devenind negativă, viteza unghiulară descrește și ca urmare, punctul de funcționare se deplasează pe curbă în jos, iar mișcarea rotorului continuă sub formă de oscilații pendulare în jurul noii poziții de echilibru ($\psi = \psi_1$), pînă cînd se

amortizează sub efectul cuplului de amortizare.

În această situație funcționarea este stabilă și se menține sincronismul GS cu rețeaua SE.

Dacă accelerația unghiulară se menține pozitivă pînă în momentul în care punctul de funcționare a ajuns în B, viteza continuă să crească permanent și cu umare și unghiul α . În această situație funcționarea devine instabilă, GS nemaifiind capabil să dezvolte cuplul rezistent necesar echilibrării cuplului activ. În aval de punctul G puterea P, respectiv cuplul M se micșorează.

Pe figură se poate observa că, un astfel de fenomen se petrece atunci cînd punctul de funcționare atinge sau depășește punctul E, căruia îi corespunde unghiul intern $(\pi - \alpha_1) = \alpha_{cr}$, pentru care viteza unghiulară relativă se anulează simultan cu accelerația unghiulară. Această situație determină [13] limita de stabilitate.

Aria ADB este proporțională cu energia cinetică acumulată, iar aria BCF, cu energia cinetică restituită. Aceasta din urmă poate primi o valoare maximă proporțională cu aria BCF.

Regimul fiind stabil dacă viteza unghiulară se anulează înainte ca $\alpha = \pi - \alpha_1$, aceasta înseamnă că trebuie ca aria ADB să fie inferioară sau cel mult egală cu aria BCF, adică $S_{acc} \leq S_{frin}$. Deci putem trage concluzia că stabilitatea tranzitorie este îndeplinită pînă la limita cînd cele două arii sînt egale. Această condiție reprezintă de fapt unul dintre criteriile de apreciere ale stabilității tranzitorii.

Concluzia generală care se poate trage din cele prezentate este aceea că, limita de stabilitate este un fel de limită de putere.

Potrivit acestei concluzii, se poate spune că limita de stabilitate tranzitorie este puterea maximă ce poate fi transmisă în SE în regim normal de funcționare, la care încă stabilitatea se păstrează.

Din exemplificarea prezentată se remarcă faptul că nu se poate transmite o putere egală cu cea corespunzătoare maximului caracteristicii de putere, ci una mai mică. Pe de altă parte funcționarea se poate desfășura temporar chiar pentru valori ale unghiului intern mai mari decît ale celui corespunzător puterii maxime, dacă nu depășește limita de stabilitate tranzitorie.

Din punct de vedere al exploatării, funcționarea trebuie să se desfășoare în mod normal pe partea ascendentă a curbei de sarcină, fără să se

tea ei descendentă.

Unghiul intern limită ν_{lim} pentru această situație se determină din ecuația puterii sincronizante egalată cu zero.

Rezultatele încercărilor în această direcție au arătat că, funcționarea stabilă la unghiuri rotorice foarte mari este posibilă prin utilizarea unor regulatoare automate de tensiune speciale și de asemenea și de regulatoare automate de viteză perfecționate. Din această cauză am inclus în ecuațiile de modelare ale GS și ecuațiile de modelare ale acestor regulatoare.

2.3.3. Tensiuni și reactanțe folosite în calculul stabilității tranzitorii.

În calculul și verificarea stabilității tranzitorii se folosește tensiunea în întrefier $U_{e\sigma}$, deoarece aceasta [21] se păstrează aproximativ constantă și egală cu valoarea ei de la regimul normal de funcționare, pe întreaga durată a regimului tranzitoriu. Acest fenomen se datorează faptului că în timpul regimului tranzitoriu au loc oscilații ale rotorului față de câmpul statoric, din care cauză se induc curenți liberi în circuitele rotorice (de excitație și de amortizare), al căror flux suplimentar se opune parțial pătrunderii în rotor a fluxului de reacție suplimentar provocat de modificarea regimului de funcționare.

Mărimea $U_{e\sigma}$, care servește la determinarea puterilor corespunzătoare regimului tranzitoriu se determină adăugând la valoarea tensiunii de la borne, valoarea căderii de tensiune provocată de reactanța tranzitorie X'_d a GS determinată în raport cu mărimile de la borne.

2.3.4. Sistemul de reglare a tensiunii.

Sistemul de reglare automată a tensiunii (RAT) modifică t.e.m. de excitație a GS în funcție de abaterea tensiunii la bornele acestuia exprimată prin relația $\Delta u = u_0 - u_g$ în care u_0 este tensiunea de consenă a regulatorului, egală cu tensiunea la bornele generatorului în regimul permanent anterior defectului.

În practica exploatării energiei electrice se folosește o mare varietate de sisteme de reglare a tensiunii GS, care devin din ce în ce mai perfecționate.

În cazul de față am adoptat o schemă bloc de reglare automată a tensiunii întocmită după [25], care are aspectul ca în figura 2.5. și care satisface în mod corespunzător cerințele.

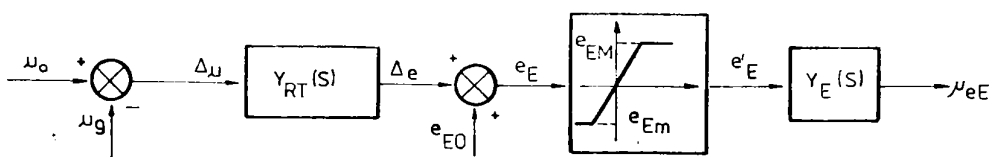


Fig. 2.5. Schemă bloc a sistemului de RAT.

Notățiile din această schemă au următoarele semnificații:

- Δu este mărimea de intrare a regulatorului;
- $Y_{RT}(S)$ - funcția de transfer a regulatorului de tensiune;
- Δe - mărimea de ieșire a acestuia;
- e_E - mărime proporțională cu tensiunea de excitație a excitatoarei;
- e_{E0} - mărime proporțională cu tensiunea de excitație a excitatoarei corespunzătoare regimului anterior perturbației;
- $Y_E(S)$ - funcția de transfer a excitatoarei.

În funcționarea acestui sistem de reglare pot surveni următoarele trei cazuri :

- a) $e_E = e_{E0} + \Delta e$, dacă $e_{Em} < e_{E0} + \Delta e < e_{EM}$;
- b) $e_E = e_{EM}$, dacă $e_{E0} + \Delta e > e_{EM}$ sau
- c) $e_E = e_{Em}$, dacă $e_{E0} + \Delta e < e_{Em}$.

Pentru RAT și excitatoarele s-au adoptat, din aceleași considerente, următoarele formule [40] :

$$Y_{RT}(S) = \frac{K_{RT}}{T_{RT} \cdot p + 1} \quad \text{și} \quad (2.15)$$

$$Y_E(S) = \frac{K_E}{T_E \cdot p + 1} \quad . \quad (2.16)$$

În aceste relații:

- K_{RT} este coeficientul de amplificare al RAT ;
- T_{RT} - constanta de timp de stabilizare a acestuia [s] ;
- K_E - coeficientul de amplificare al excitatoarei ;

T_E - constanta de timp a excitatoarei , [s] ;

$p = \frac{d}{dt}$ - operatorul Laplace.

Ecuatiile operaționale ale sistemului de reglare se determină pe baza schemei de reglare, adică :

$$Y_{RT}(S) = \frac{\Delta \tilde{e}}{\Delta \tilde{u}} = \frac{K_{RT}}{T_{RT}^{p+1}}, \text{ de unde:}$$

$$(T_{RT}^{p+1}) \Delta e = K_{RT} (u_o - u_g)$$

$$e_E = e_{Eo} + \Delta e \text{ de unde rezultă } \Delta e = e_E - e_{Eo}$$

conform cazului a) $(T_{RT} \cdot p + 1) \cdot (e_E - e_{Eo}) = K_{RT} (u_o - u_g)$ deci,

$$T_{RT} \frac{de_E}{dt} + e_E = e_{Eo} + K_{RT} (u_o - u_g), \quad (2.17)$$

care este ecuația ce modelează funcționarea R.A.T.

2.3.5. Sistemul de reglare a vitezei.

Sistemul de reglare a vitezei are rolul de a modifica cuplul mecanic M_m în funcție de abaterea vitezei de rotație a grupului.

Schema bloc a regulatorului automat de viteză (R.A.V.) a grupului energetic turbină - generator [40] , cu mărimile exprimate în unități relative are aspectul prezentat în figura 2.6.

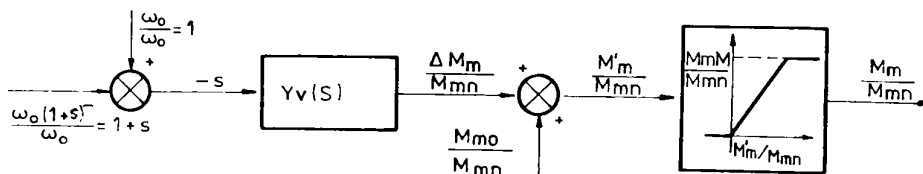


Fig.2.6. Schema bloc a R.A.V. a grupului turbină-generator

Funcția de transfer aferentă acestei scheme are următoarea expresie :

$$Y_v(S) = \frac{mp + 1}{\tau p + \sigma}, \quad (2.18)$$

în care :

m este constanta accelerometrului [s] ;

$\tau = \sigma \cdot T_{sv}$ - promptitudinea regulatorului ;

T_{sv} - constanta de timp a servomotorului RAV, [s] ;

σ - statismul permanent al regulatorului.

În acest caz, ecuațiile operaționale ale sistemului de reglare au următoarea formă :

$$Y_V(s) = \frac{\frac{\Delta \tilde{M}_m}{M_{mn}}}{-\tilde{s}} = \frac{m p + 1}{\zeta p + \sigma} \quad \text{de unde:}$$

$$\frac{\Delta \tilde{M}_m}{M_{mn}} (\zeta p + \sigma) = -\tilde{s} (mp + 1) \text{ sau}$$

$$\zeta \frac{d}{dt} \left(\frac{\Delta M_m}{M_{mn}} \right) + \sigma \frac{\Delta M_m}{M_{mn}} = -s - m \frac{ds}{dt},$$

în care s este alunecarea, în [%].

Înlocuind în această ecuație valoarea termenului $\frac{ds}{dt}$, dedus din ecuația de mișcare (2.12) adaptată acestei scheme sub forma:

$$T \frac{ds}{dt} + Ds = \frac{M_{mo}}{M_{mn}} + \frac{\Delta M_m}{M_{mn}} - \frac{P}{P_{mn}}, \text{ se ajunge la următoarea}$$

ecuație :

$$\zeta \frac{d}{dt} \left(\frac{\Delta M_m}{M_{mn}} \right) = - \left(\sigma + \frac{m}{T} \right) \frac{\Delta M_m}{M_{mn}} - \left(1 - \frac{mD}{T} \right) s - \frac{m}{T} \left(\frac{M_{mo}}{M_{mn}} - \frac{P}{P_{mn}} \right) \quad [\text{u.r.}], \quad (2.19)$$

care este ecuația ce modelează funcționarea R.A.V.

În cazul reglării automate de viteză se folosesc și scheme bloc cu funcții de transfer aferente mai simplificate, care conduc la ecuații de modelare mai puțin complicate și care dau rezultate satisfăcătoare.

O ecuație de modelare simplificată a sistemului de R.A.V. folosită cu succes în calculele obișnuite de stabilitate privind hidrogeneratoarele, are următoarea expresie :

$$T_{RV} \frac{dX}{dt} + X = \frac{M_{mo}}{M_{mn}} - K_{RV} \cdot s \quad [\text{u.r.}], \quad (2.20)$$

în care :

T_{RV} este constanta de timp a R.A.V., [s] ;

$$X = \frac{\Delta M_m}{M_{mn}} ;$$

K_{RV} - stătimul R.A.V. [-] .

Sistemele de RAV și RAT contribuie direct la mărirea stabilității tranzitorii atât a GS cât și a SE la care este cuplat aceasta.

2.3.6. Ecuațiile de funcționare ale mașinii sincrone.

Aplicarea "teoriei celor două axe" la MS nesaturată permite reprezentarea fiecărei mașini printr-o mașină echivalentă bipolară

de tip unic, atât pentru cele cu poli aparenti cât și pentru cele cu poli plini.

În felul acesta cele trei înfășurări de fază ale statorului mașinii reale sînt înlocuite prin :

a) două înfășurări statorice fictive, care se rotesc cu aceeași viteză ca și rotorul bipolar al mașinii echivalente și care au ca axe magnetice axa directă (polară) d și axa în cuadratură (interpolară) q ;

b) o a treia înfășurare de natură omopolară ($u_o = R_o i_o + \frac{d\psi_o}{dt}$); care în cazul de față nu va fi luată în considerare [5], deoarece funcționarea MS în diversele regimuri, precum și defectele ce pot surveni în timpul exploatării, nu provoacă apariția de curent omopolar în mașinile respective.

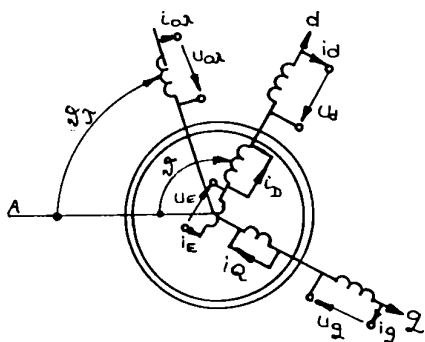


Fig.2.7. Schema electrică a mașinii echivalente MS reale bipolare cu poli aparenti.

Considerînd numai armonica fundamentală a inducției e , a înfășurarea statorică a mașinii este repartizată sinusoidal de-a lungul pasului polar și că pierderile în fier sînt neglijabile, s-a întocmit schema electrică a mașinii echivalente MS reale bipolare cu poli aparenti (figura 2.7), pe baza căreia s-au stabilit ecuațiile de funcționare ale MS (ecuațiile Park) funcționînd într-un regim oarecare, care conform [28, p.325] cu considerarea reactanțelor în locul inductan-

țelor și a celor două variante de unghiuri, au următoarea formă:

1. Ecuațiile electrice după cele două axe:

a) axa directă d :

$$u_d = -R_d \cdot i_d - \frac{d\psi_d}{dt} + \psi_q \frac{d\theta}{dt} ; \quad (2.21)$$

$$u_E = R_E i_E + \frac{d\psi_E}{dt} ; \quad (2.22)$$

$$0 = R_D \cdot i_D + \frac{d\psi_D}{dt} . \quad (2.23)$$

b) axa în cuadratură q :

$$u_q = -R_q \cdot i_q - \frac{d\psi_q}{dt} + \psi_d \frac{d\vartheta}{dt} ; \quad (2.24)$$

$$0 = R_Q \cdot i_Q + \frac{d\psi_Q}{dt} . \quad (2.25)$$

2. Ecuațiile magnetice după cele două axe:

c) axa directă d :

$$\omega \psi_d = X_{dd} \cdot i_d + X_{Dd} \cdot i_D + X_{Ed} \cdot i_E ; \quad (2.26)$$

$$\omega \psi_E = X_{dE} \cdot i_d + X_{DE} \cdot i_D + X_{EE} \cdot i_E ; \quad (2.27)$$

$$\omega \psi_D = X_{dD} \cdot i_d + X_{DD} \cdot i_D + X_{ED} \cdot i_E ; \quad (2.28)$$

d) axa în cuadratură q :

$$\omega \psi_q = X_{qq} \cdot i_q + X_{Qq} \cdot i_Q ; \quad (2.29)$$

$$\omega \psi_Q = X_{qQ} \cdot i_q + X_{QQ} \cdot i_Q ; \quad (2.30)$$

3. Ecuația mișcării :

$$M_m = p \left(\pm \psi_q \cdot i_d \mp \psi_d \cdot i_q \right) + \frac{J}{p} \frac{d^2 \vartheta}{dt^2} . \quad (2.31)$$

Ecuațiile (2.21) și (2.30) sînt scrise în valori momentane, iar mărimile din acestea au următoarele semnificații :

u_d, u_q - componentele directe (pe direcția axei d) și în cuadratură (pe direcția axei q), ale tensiunii de la bornele generatorului;

u_E - tensiunea de la bornele inductorului;

i_d, i_q - componentele directă și în cuadratură ale curentului din înfășurarea statorică;

i_E, i_D, i_Q - curentul în înfășurarea inductorului, în a amortizorului pe direcția axei d și a amortizorului pe direcția axei q;

R_d, R_q - rezistența electrică a înfășurării statorice pe direcția axei d, respectiv pe direcția axei q;

R_E, R_D, R_Q - rezistența electrică a înfășurării inductorului, a amortizorului pe direcția axei d și a amortizorului pe direcția axei q;

ϑ - unghiul electric, care determină poziția rotorului față de axa de referință (A) a unghiurilor;

ψ_d, ψ_q - componentele directă și în cuadratură ale fluxului înfășurării statorice;

- Ψ_E, Ψ_D, Ψ_Q - fluxul înfăgurării inductorului, a înfăgurării de amortizare pe direcția axei d, respectiv a axei q;
- X_{dd}, X_{qq} - componentele directă și în cuadratură ale reacțanței proprii a înfăgurării statorului;
- X_{EE} - reacțanța proprie a înfăgurării de excitație;
- X_{DD}, X_{QQ} - reacțanța proprie a înfăgurării de amortizare pe direcția axei d, respectiv a axei q;
- Reacțanțe mutuale:
- X_{dE} - reacțanța înfăgurării inductorului în raport cu înfăgurarea statorică;
- X_{dD} - reacțanța înfăgurării de amortizare pe direcția axei d, în raport cu înfăgurarea statorică;
- X_{qQ} - reacțanța înfăgurării de amortizare pe direcția axei q, în raport cu înfăgurarea statorică;
- X_{Dd} - componenta directă a reacțanței mutuale stator-amortizor;
- X_{DE} - reacțanța înfăgurării de excitație în raport cu înfăgurarea de amortizare pe direcția axei d;
- X_{Qq} - componenta în cuadratură a reacțanței mutuale stator - amortizor;
- X_{Ed} - componenta directă a reacțanței mutuale stator-inductor;
- X_{ED} - reacțanța înfăgurării de amortizare pe direcția axei d, în raport cu înfăgurarea de excitație.

Aceste ecuații sînt de mare importanță pentru studiul proceselor tranzitorii, întrucît cu ajutorul lor se pot determina mărimile electrice care determină aceste procese ($i_d, i_q, i_D, i_Q, \Psi_d, \Psi_q, \Psi_D, \Psi_Q, \psi$, etc).

Intrucît în prezenta teză m-am referit la GS cu poli aparenti de puteri unitare mari și care funcționează într-un regim de interconexiune în S3, este necesar ca pentru calculul stabilității tranzitorii să se ia în considerare o modelare mai exactă a fenomenelor tranzitorii în MS respective, în sensul că trebuie să se țină seamă și de existența înfăgurărilor de amortizare după cele două axe (d și q), precum și de influența reglajelor automate de tensiune și viteză.

La elaborarea modelului matematic care stă la baza algoritmului de calcul al regimurilor tranzitorii, care este folosit actualmente în calculul și analiza stabilității tranzitorii cu ajutorul calculatoarelor cifrice, s-a ținut seamă de o serie de ipoteze simplificatoare [5] [41] atât în ceea ce privește sistemele automate de reglare a tensiunii și vitezei, precum și a rețelei de interconexiune.

A. Pentru MS s-au avut în vedere următoarele ipoteze, care se aplică în funcție de importanța calculelor și studiilor ce se efectuează :

a) - în axa longitudinală (d) se ține seamă de influența mutuală a trei circuite : circuitul statoric d, circuitul de excitație E și circuitul amortizorului longitudinal D;

b) - în axa transversală (q) se consideră interacțiunea a două circuite: circuitul statoric q și circuitul amortizorului transversal Q;

c) - în ecuațiile Park se neglijează rezistența R_1 a statorului;

d) - în aceleași ecuații se neglijează t.e.m. de pulsație $-\frac{d\psi_d}{dt}$ și $-\frac{d\psi_q}{dt}$;

e) - se înlocuiește $\omega = d\theta/dt = \omega_0$ (pulsția sincronă) în cazul când abaterile de la viteza de sincronism sînt mai mici de 5 [%].

f) - reactanțele mutuale se reduc numai la reactanțele corespunzătoare fluxurilor longitudinal și transversal de reacție X_{ad} și X_{aq} ;

g) - pentru interconexiunea MS cu rețeaua SE, fiecare MS este echivalentă cu un injector de curent în nodul rețelei la care aceasta este conectată. Acest injector este determinat de o t.e.m. supratranzitorie în urma reactanței X''_q . Modulul și argumentul acestui injector sînt variabile în timp.

B. Pentru sistemele de reglare automată a tensiunii și vitezei se folosesc funcții de transfer de formă mai simplificată, cum sînt cele prezentate în paragrafele 2.3.4 și 2.3.5.

C. Pentru rețea se iau în considerare impedanțele determinate în funcție de parametrii regimului inițial al rețelei.

Pentru identificarea parametrilor echivalenței ai GS cu poli aparenti, care se cer a fi introduși în calculele de stabilitate

tranzitorie, pentru testarea rezultatelor obținute prin calcule, precum și pentru rezolvarea problemei aplicative preconizate s-a luat în considerare faptul că sistemul de ecuații Park și cel al ecuațiilor diferențiale care definesc regimul tranzitoriu, să fie general valabile ca conținut și formă și să permită cu ușurință utilizarea calculatorului electronic.

Privind lucrurile sub acest aspect, cele două sisteme de ecuații amintite devin :

$$\begin{aligned}
 u_d &= -\frac{2}{s} R_1 i_d - \frac{d\psi_d}{dt} \pm \psi_q \omega ; \\
 u_q &= -\frac{2}{s} R_1 i_q - \frac{d\psi_q}{dt} \mp \psi_d \omega ; \\
 u_E &= R_E i_E + \frac{d\psi_E}{dt} ; \\
 0 &= R_D i_D + \frac{d\psi_D}{dt} ; \\
 0 &= R_Q i_Q + \frac{d\psi_Q}{dt} ; \\
 \omega \psi_d &= X_d i_d + X_{ad} i_E + X_{ad} i_D ; \\
 \omega \psi_q &= X_q i_q + X_{aq} i_Q ; \\
 \omega \psi_E &= X_{ad} i_d + X_E i_E + X_{ad} i_D ; \\
 \omega \psi_D &= X_{ad} i_d + X_{ad} i_E + X_D i_D ; \\
 \omega \psi_Q &= X_{aq} i_q + X_Q i_Q ; \\
 \frac{d\vartheta}{dt} &= \omega ; \\
 M_m &= p (\pm \psi_q i_d \mp \psi_d i_q) + \frac{J}{p} \frac{d^2 \vartheta}{dt^2} .
 \end{aligned} \tag{2.32}$$

Dacă se cunosc mărimile T și D , atunci se folosește ecuația de mișcare de forma (2.12), în care caz intervine și alunecarea (s) ceea ce înseamnă că termenii $\psi_q \omega$ și $\psi_d \omega$ devin $\psi_q \omega (1+s)$, respectiv $\psi_d \omega (1+s)$, iar termenul $\frac{d\vartheta}{dt} = \omega$ devine $\frac{d\vartheta}{dt} = \omega s$.

Ecuațiile sistemului (2.32) pot fi scrise după [28] în sistemul de unități "Per-unit", după cum urmează :

$$u_d = -\frac{2}{3} r_1 i_d - \frac{d\psi_d}{dt} \pm \psi_q \frac{d\vartheta}{dt} ;$$

$$u_q = -\frac{2}{3} r_1 i_q - \frac{d\psi_q}{dt} \mp \psi_d \frac{d\vartheta}{dt} ;$$

$$u_E = i_E + T_E \frac{d\psi_E}{dt} ;$$

$$0 = i_D + T_D \frac{d\psi_D}{dt} ;$$

$$0 = i_Q + T_Q \frac{d\psi_Q}{dt} ;$$

$$\psi_d = x_d i_d + i_D + i_E ;$$

$$\psi_q = x_q i_q + i_Q ;$$

(2.33)

$$\psi_E = x_d (1 - \sigma_{dE}) i_d + (1 - \mu_E) i_D + i_E ;$$

$$\psi_D = x_d (1 - \sigma_{dD}) i_d + i_D + (1 - \mu_D) i_E ;$$

$$\psi_Q = x_q (1 - \sigma_{qQ}) i_q + i_Q ;$$

$$m_m = \pm \psi_q i_d \mp \psi_d i_q + T_m \frac{d^2\vartheta}{dt^2} ;$$

$$\frac{d\vartheta}{dt} = \omega .$$

In acest sistem de ecuații toate mărimile sînt scrise în valori relative, care s-au obținut aplicînd următoarele mărimi de raportare:

- pentru curenții din indus se utilizează curentul nominal (valoarea maximă), $\sqrt{2} \cdot I_n$;
- pentru tensiunea la borne a indusului, tensiunea la borne nominală pe bază (valoarea maximă), $\sqrt{2} U_n$;
- pentru puteri, puterea aparentă nominală pe fază, $S_n = U_n I_n$.
- pentru viteza unghiulară, viteza unghiulară corespunzătoare sincronismului la frecvența nominală, ω_n/p ;
- pentru timp, inversul pulsației nominale, $1/\omega_n$;
- pentru rezistențe, reactanțe și impedanțe, impedanța nominală a mașinii, $A_n = U_n/I_n$;
- pentru inductanțe, A_n/ω_n ;
- pentru fluxuri, $\sqrt{2} U_n/\omega_n$;

- pentru cupluri, cuplul corespunzător unei puteri egale cu puterea aparentă nominală pe fază, adică cuplul nominal M_n ;

Pentru mărimile rotorice, mărimile de raportare se aleg în raport cu înfășurările rotorice și statorice.

La stabilirea mărimilor de raportare se consideră mărimile la conexiunea stea.

Pentru a exclude posibilitatea unei confuzii valorile momentane ale mărimilor fizice se scriu cu indicele "0".

Deasemenea s-a ținut seama de faptul că în cazul scrierii în unități relative, inductanțele au valori egale cu cele ale reactanțelor. [7], [33].

Avînd în vedere cele menționate mai sus, mărimile conținute în sistemul (2.33) au fost obținute astfel :

$$u_d = \frac{u_{do}}{\sqrt{2} U_{dno}} ; i_d = - \frac{i_{do}}{\sqrt{2} I_{dno}} ; \psi_d = \frac{\psi_{do} \omega_{no}}{\sqrt{2} U_{dno}} ; (2.34)$$

$$u_q = \frac{u_{qo}}{\sqrt{2} U_{qno}} ; i_q = \frac{i_{qo}}{\sqrt{2} I_{qno}} ; \psi_q = \frac{\psi_{qo} \omega_{no}}{\sqrt{2} U_{qno}} ; (2.35)$$

$$r_d = R_{do} \frac{I_{dno}}{U_{dno}} ; r_q = R_{qo} \frac{I_{qno}}{U_{qno}} ; r_d = r_q = \frac{2}{3} r_1 ; (2.36)$$

$$U_E = \frac{u_{Eo} \omega_{no} L_{Edo}}{\sqrt{2} U_{dno} R_{Eo}} ; i_E = i_{Eo} \frac{\omega_{no} L_{Edo}}{\sqrt{2} U_{dno}} ; (2.37)$$

$$\psi_E = \psi_{Eo} \frac{\omega_{no}}{\sqrt{2} U_{dno}} \cdot \frac{L_{Edo}}{L_{EEO}} ; T_E = \frac{\omega_{no} L_{EEO}}{R_{Eo}} \text{ (care este con-$$

stanta de timp relativă a înfășurării de excitație);

$$i_D = i_{Do} \frac{\omega_{no} L_{Ddo}}{\sqrt{2} U_{dno}} ; \psi_D = \psi_{Do} \frac{\omega_{no}}{\sqrt{2} U_{dno}} \cdot \frac{L_{Ddo}}{L_{DDo}} ;$$

$$T_D = \frac{\omega_{no} L_{DDo}}{R_{Do}} \text{ (constanta de timp relativă a amortizorului longitudinal); (2.38)}$$

$$i_Q = i_{Qo} \frac{\omega_{no} L_{Qqo}}{\sqrt{2} U_{qno}} ; \psi_Q = \psi_{Qo} \frac{\omega_{no}}{\sqrt{2} U_{qno}} \cdot \frac{L_{Qqo}}{L_{QQo}} ; (2.39)$$

$T_Q = \frac{\omega_{no} L_{QQo}}{R_{Qo}}$ (constanta de timp relativă a amortizorului transversal);
momentul mecanic și momentul de inerție relativ :

$$m_m = \frac{M_{ino} \omega_{no}}{2p U_{qno} I_{qno}} ; \quad T_m = \frac{J \omega_{no}^3}{2p^2 U_{qno} I_{qno}} ; \quad (2.4b)$$

$$t = \omega_{no} t_o . \quad (2.41)$$

S-au mai folosit notațiile suplimentare referitoare la cuplajul dintre diferitele înfășurări ale mașinii (factori și coeficienți de dispersie) și anume:

$$\sigma_{dE} = 1 - \frac{L_{dEo} L_{EEdo}}{L_{ddo} L_{EEo}} ; \quad \mu_E = 1 - \frac{L_{Edo} L_{DEdo}}{L_{EEo} L_{Ddo}} ; \quad (2.42)$$

$$\sigma_{dD} = 1 - \frac{L_{dDo} L_{DDEo}}{L_{ddo} L_{DDo}} ; \quad \mu_D = 1 - \frac{L_{Ddo} L_{EDdo}}{L_{DDo} L_{Edo}} ; \quad (2.43)$$

$$\sigma_{qQ} = 1 - \frac{L_{qQo} L_{QQo}}{L_{qq} L_{QQ}} . \quad (2.44)$$

De obicei în studiul regimurilor mașinii cu ajutorul sistemului (2.33) se cunosc tensiunile și cuplul și deci ca necunoscute apar curenții, fluxurile și unghiul ψ . Ecuația mișcării se utilizează de obicei ca ecuație de verificare.

În studiul regimului tranzitoriu se utilizează și ecuații diferențiale care definesc t.e.m. e'_q și e''_q în axa q și e''_d în axa d. Aceste ecuații scrise în unități relative, cu excepția constantelor de timp (care se exprimă în secunde), după [25] și [40] au următorul aspect :

$$T_{do}' \frac{de'_q}{dt} = u_{eE} - \frac{x_d' - x_d''}{x_d' - x_d''} e'_q + \frac{x_d' - x_d'}{x_d' - x_d''} e''_q ;$$

$$T_{do}'' \frac{de''_q}{dt} = e'_q - \frac{x_d'}{x_d''} e''_q + \frac{x_d' - x_d''}{x_d''} u_q ; \quad (2.45)$$

$$T_{qo}'' \frac{de''_d}{dt} = - \frac{x_q}{x_d''} e''_d + \frac{x_q - x_q''}{x_d''} u_d ;$$

Valorile t.e.m. obținute din acest sistem caracterizează regimul de funcționare al GS.

In regimul staționar $\frac{de'_q}{dt} = \frac{de''_q}{dt} = \frac{de''_d}{dt} = 0$ și astfel sistemul devine :

$$\begin{aligned} e'_q &= \frac{x'_d}{x_d} u_{eE} - \frac{x'_d - x''_d}{x_d} \cdot u_q ; \\ e''_q &= \frac{x''_d}{x_d} u_{eE} + \frac{x'_d - x''_d}{x_d} \cdot u_q ; \\ e''_d &= \frac{x'_q - x''_q}{x_q} \cdot u_d ; \text{ la care se adaugă} \end{aligned} \quad (2.46)$$

$$s = 0 .$$

In ceea ce privește determinarea parametrilor rețelei de legătură a HG la SE nu se pun probleme deosebite, întrucît metodele și relațiile de calcul sînt bine stabilite în literatura de specialitate.

Amintesc totuși, că este necesar să se adopte soluții care să conducă la micșorarea reactanțelor, cum sînt folosirea transformatoarelor și liniilor în paralel și echiparea liniei de legătură la SE cu conductoare fasciculare.

Din examinarea diagramelor, relațiilor de calcul și a ecuațiilor modelului matematic folosit pentru calculul regimurilor de funcționare ale GS, precum și pentru calculul stabilității tranzitorii în SEN, a rezultat ca fiind necesari următorii parametri echivalenți ai GS cu poli aparenti determinați în valori nesaturate și saturate și exprimați în unități naturale și relative:

$$\left\{ \begin{array}{l} R_1, r_1; R_E, r_E; R_D, r_D; R_Q, r_Q; X_d, x_d; \\ X_q, x_q; X_E, x_E; X_D, x_D; X_Q, x_Q; X'_d, x'_d; \\ X'_q, x'_q; X''_d, x''_d; X''_q, x''_q; T'_{do}; T''_{do}; T''_{qo} . \end{array} \right.$$

Pentru determinarea acestor parametri mai trebuie determinați încă o serie de parametri electrici, cum sînt :

$$X_{\sigma}, x_{\sigma}; X_{ad}, x_{ad}; X_{aq}, x_{aq}; X_{E\sigma}, x_{E\sigma}; X_{D\sigma}, x_{D\sigma}; X_{Q\sigma}, x_{Q\sigma}$$

etc.

Pentru exprimarea parametrilor în unități relative, este ne-

cesar să se calculeze și impedanțele de bază în raportare cum sînt: A_{Eb} , A_{Db} și A_{Qb} , precum și alte constante de felul celor arătate mai sus.

Pentru rețeaua de legătură a GS la SE este necesară determinarea următorilor parametri principali: R_T , X_T , G_T , B_T , Z_T , Y_T , G_{TP} , B_{TP} , Y_{TP} , R_L , X_L , Z_L , B_L , Y_L , B_{LP} etc.

Faptul că parametrii indicați intră în toate diagramele și relațiile de calcul privind calculul stabilității tranzitorii în SE, este necesar ca aceștia să fie determinați cît mai precis posibil și aceasta cu atît mai mult cu cît partea aplicativă se referă la stabilirea limitei de stabilitate tranzitorie a unor grăupuri hidroenergetice mari cu caracter de prototip.

Influența fenomenului de saturație și a celui pelicular asupra gradului de precizie al determinării parametrilor echivalenți, diagramelor și ecuațiilor de modelare prezentate, vor fi analizate în capitolul 3.

Criteriul de apreciere calitativă a rezultatelor obținute în calculele efectuate în prezenta teză, constă în compararea lor cu cele similare indicate în literatura de specialitate autohtonă și străină, cu rezultatele experimentale și în unele cazuri cu recomandările CBT și CEE - ONU.

Structura sistemului de ecuații Park, adoptat pentru determinarea limitei de stabilitate tranzitorie va fi prezentată în capitolul 5.

3

CALCULUL PARAMETRILOR ECHIVALENTI AI GENERATORULUI SINCRON CU POLI APARENTI

Parametrii echivalenți ai GS cu poli aparenti a căror determinare formează obiectul prezentei teze de doctorat și a căror nomenclator a fost stabilit în paragraful precedent, se referă la rezistențele, reactanțele proprii și mutuale ale circuitelor electromagnetice ale mașinii respective, precum și la constantele de timp ale înfășurărilor de excitație și amortizate după cele două axe.

Intrucit acești parametri intră în componența ecuațiilor de funcționare ale GS, care au fost determinate pe baza schemei electrice a mașinii echivalente mașinii reale și care ecuații sînt utilizate și în studiul proceselor tranzitorii caracteristice funcționării GS cuplat la rețeaua SE, este deosebit de important ca ei să fie determinați cît mai precis, fapt care va fi luat în considerare în efectuarea calculelor care urmează.

Ca o remarcă generală, se menționează faptul că toți parametrii indusului se referă la o singură fază a bobinajului acestuia, iar la calculul reactanțelor longitudinală și transversală se va ține seama numai de armonica fundamentală a cîmpului magnetic.

De asemenea, în prima etapă nu va fi luată în considerare influența fenomenului de saturație a circuitului magnetic, urmînd ca pentru calculele cu considerarea saturației să se rezerve un paragraf separat.

3.1. CALCULUL REZISTENȚELOR OBIȘNITE.

După cum este cunoscut, în barele înfășurării statorice ale GS de mare putere parcurse de curent are loc totdeauna un anumit grad de refulare a curentului. Din această cauză, rezistența înfășurării în c.a. care trebuie luată în considerare corespunde rezistenței în c.c. înmulțită cu factorul de majorare în curent alternativ notat, de obicei, cu k_a .

La noi în țară, pe lângă variația de temperatură de 20 °C

se calculează și rezistența "la cald", pentru temperaturile de 75°C, 105°C, 120°C sau chiar mai ridicate, funcție de regimul normal de lucru și de clasa materialelor electroizolante folosite.

În primul caz, valoarea calculată servește ca criteriu de comparare cu valoarea măsurată la temperatura mediului ambiant, iar valorile calculate ale rezistenței "la cald" având semnificația unor temperaturi convenționale, se folosesc în calculele de modelare privind regimurile normale și tranzitorii.

HG de puteri unitare mari cuplate la SE sînt supuse uneori la funcționare în regim capacitiv (de sub excitație) în scopul reglării nivelului de tensiune și a circulației de putere reactivă în SE.

Deoarece în timpul funcționării GS într-un astfel de regim intervine o creștere importantă a temperaturii în zonele frontale ale statorului (față de regimul inductiv) crește și temperatura conductoarelor și deci rezistența lor electrică.

Avînd în vedere că limitele de supraîncălzire admisibile în diferitele părți ale GS, pot fi sporite, ca urmare a aplicării tehnologiei moderne în sistemul de izolație, consider că limita de supraîncălzire de 75°C folosind izolație de clasa B, ar putea fi sporită la 85°C, procedîndu-se în mod asemănător și în cazul cînd clasa de izolație ar fi alta.

În felul acesta, valorile calculate pentru înfășurarea statorică, de exemplu, s-ar apropia mai mult de valorile reale, existente la funcționarea în sarcină.

3.1.1. Rezistența pe fază a înfășurării statorului.

Rezistența pe fază la temperatura t a înfășurării statorului se calculează cu relația :

$$R_1(t^\circ) = k_a R_1(t^\circ)_{c.c.}, \text{ iar } (3.1)$$

$$R_1(t^\circ)_{c.c.} = \rho(t^\circ) \frac{L_f}{a \cdot q_{cu}}, \quad (3.2)$$

în care :

k_a este factorul de majorare a rezistenței în c.a. ;

$R_1(t^\circ)_{c.c.}$ - rezistența pe fază la temperatura t a înfășurării statorului în c.c. ;

$L_f = 2 W_1 \cdot l_{b1}$ - lungimea medie a fazei înfășurării stator-

W_1 - numărul de spire pe fază a înfășurării statorice;
 l_{bl} - lungimea medie a unei bare a spirei;
 a - numărul căilor de curent în paralel;
 q_{cu} - secțiunea conductorului.

Se precizează că, mărimile care intră în compunerea relațiilor de calcul se introduc în unitatea specifică mării în cadrul sistemului de unități MKSA, fapt care este valabil și pentru relațiile ulterioare.

În cazul GS cu poli aparenti, sau mai precis în cazul HG, se utilizează două tipuri de înfășurare: ondulată și buclată. Alegerea unuia sau a celuilalt tip ce face în funcție de valorile nominale ale curentului și tensiunii.

Se alege tipul de înfășurare ondulată atunci când $I_1 \gg 900$ A și $U_n \gg 6300$ V, în caz contrar, se alege tipul de înfășurare buclată.

În cazul înfășurării ondulate prevăzute cu transpoziție, factorul mediu de majorare se calculează [65] cu relația :

$$k_a = \frac{k_c + k_f \cdot \lambda_f}{1 + \lambda_f}, \quad (3.3)$$

în care :

$$\lambda_f = l_f / l_1; \quad (3.4)$$

k_c, k_f - factorul de majorare a rezistenței pe porțiunea creștăturii, respectiv a capetelor frontale;

l_1, l_f - lungimea porțiunii drepte a barei spirei respectiv a capătului frontal al bobinei

Deoarece pe porțiunea capetelor frontale ale înfășurării statorului și pentru $f = 50$ Hz, curentul se repartizează aproape uniform pe secțiunea conductoarelor, se admite $k_f = 1$.

Factorul de majorare a rezistenței pe porțiunea creștăturii se calculează cu relația :

$$k_c = \psi(\xi) + \frac{n_h^2 \cdot l}{3} \psi(\xi), \quad (3.5)$$

în care :

n_h este numărul de conductoare elementare suprapuse pe înălțimea creștăturii;

$$\varphi(\xi) = 1 + \frac{4}{45} \cdot \xi^4 = 1 + 0,0885 \xi^4 ; \quad (3.6)$$

$$\psi(\xi) = \frac{1}{3} \xi^4 = 0,33 \xi^4 . \quad (3.7)$$

În relațiile (3.6) și (3.7), ξ reprezintă așa numita înălțime redusă a barei, mărime fără dimensiune. Expresia acesteia este :

$$\xi = 95,3 \sqrt{\frac{b_{cu1}}{b_{c1}}} \cdot h , \quad (3.8)$$

dacă înălțimea h a conductorului elementar se introduce în (m) și $f = 50$ Hz. Celelalte notații au următoarele semnificații:

$b_{cu1} = n_b \cdot b$ - lățimea de cupru în creștătură, produs al numărului n_b de conductoare plasate pe lățimea creștăturii și lățimea b a unui conductor;

b_{c1} - lățimea creștăturii statorice.

Dacă înălțimea redusă a barei este $0 \leq \xi \leq 1$ atunci relația (3.5), ținînd seama de relațiile (3.6) și (3.7) devine:

$$k_c = 1 + \frac{n_b^2 \cdot 0,2 \cdot \xi^4}{\dots} . \quad (3.9)$$

Dacă însă $\xi > 1$, valorile funcțiilor $\varphi(\xi)$ și $\psi(\xi)$ trebuie să fie determinate din diagramele prezentate în figura 3.21 din [65, p.82].

În cazul înfășurării buclate, factorul mediu de majorare are următoarea expresie [65]:

$$k_a = 1 + k_1 + k_2 , \quad (3.10)$$

în care k_1 este coeficientul de majorare datorită curentului de circulație dintre conductoarele elementare, iar k_2 , coeficientul de majorare datorită refluxării de curent.

Factorul k_1 se exprimă în mod diferențiat pentru înfășurările dintr-un strat, respectiv în două straturi. La înfășurările dintr-un strat, relația de calcul pentru k_1 este :

$$k_1 = 10^{11} \left(\frac{f}{50}\right)^2 \left(\frac{\beta_1 \cdot \lambda_f \cdot n_b^2 \cdot h^2}{n_h}\right)^2 , \quad (3.11)$$

iar pentru înfășurarea în două straturi

$$k_1 = 46,7 \cdot 10^7 \left(\frac{f}{50}\right)^2 \left(\frac{\beta_1 \cdot \lambda_f \cdot n_b^2 \cdot h^2}{n_h}\right)^2 . \quad (3.12)$$

În aceste relații $\beta_1 = \frac{b_{cu}}{b_{cl}} \cdot \frac{h'}{h}$, unde h' este grosimea conductorului elementar.

Coeficientul de majorare datorită refulării de curent are expresia :

$$k_2 = \lambda_f \cdot \psi' \left(\frac{f}{f_0} \right)^2 \cdot (\beta_1 \cdot n_b \cdot h^2)^2 \cdot 10^{11}, \quad (3.13)$$

în care ψ' este o mărime de calcul care trebuie determinată din diagrama prezentată în figura 3.22 din [65, p.32].

Rezistența înfășurării statorului în unități relative se calculează cu relația :

$$r_1(t) = \frac{R_1(t)}{A_n} \quad [\text{u.r.}], \quad (3.14)$$

în care

$$A_n = \frac{U_{ln}}{\sqrt{3} I_n} = \frac{U_{ln}^2}{S_n} \quad [\Omega]. \quad (3.15)$$

Efectul curenților turbionari se reflectă în relațiile (3.1) și (3.3).

3.1.2. Rezistența înfășurării de excitație.

Rezistența ohmică a înfășurării de excitație la temperatura t , exprimată în unități naturale se calculează cu relația :

$$R_E(t) = \rho(t) \frac{L_E}{q_{cuE}}, \quad (3.16)$$

iar exprimată în unități relative, cu relația :

$$r_E(t) = K \frac{R_E(t) \cdot I_n}{U_n}, \quad (3.17)$$

în care K reprezintă factorul de raportare a rezistenței înfășurării de excitație la stator. Acest factor se exprimă sub forma [65]:

$$K = \frac{8 \text{ m}}{\pi^2} \left(\frac{k \cdot k_{b1} \cdot W_1}{2p \cdot W_E} \right)^2. \quad (3.18)$$

În relațiile (3.16), (3.17) și (3.18) mărimile care intervin au următoarele semnificații :

$L_E = 2 \cdot p \cdot W_E \cdot l_{SE}$ este lungimea totală a înfășurării de excitație;

W_E . numărul de spire al unei bobine polare ;

- l_{sE} - lungimea medie a unei spire;
 k_{b1} - factorul de bobinaj pentru armonica t.e.m. de ordinul 1;
 m - numărul de faze;
 k - factor care se determină în funcție de α_p pentru
 $\delta_{max} = 1,5\delta$ [65, p.84];

$\alpha_p = \frac{b_p}{\delta}$ - coeficientul geometric de acoperire al piesei polare;

b_p - lățimea piesei polare;

$\delta = \frac{D}{2p\pi}$ - pasul polar;

Rezistența de bază în raportare se poate calcula cu relația:

$$A_{Eb} = \frac{R_E}{r_E} \quad (3.19)$$

Pentru rezistența $r_E(t)$ exprimată în [u.r], alți autori propun alte expresii. Astfel, în [33, p.362] se propune relația :

$$r_E(t) = \frac{R_E(t)}{A_n} \cdot \frac{6(W_1 \cdot k_{b1} \cdot k_d^{(1)})^2}{(\pi \cdot p \cdot W_E \cdot k_E^{(1)})^2} \quad (3.20)$$

în care:

- $k_d^{(1)}$ - este coeficientul de formă al cîmpului de reacție longitudinală a indusului care trebuie determinat din diagrama $k_d^{(1)} = f(\alpha_p)$ dată în [33, p.28] sau [47, p.202];
 $k_E^{(1)}$ - coeficientul de formă al cîmpului de excitație, care trebuie determinat din diagrama $k_E^{(1)} = f(\alpha_p)$ dată în [33, p.16] sau [47, p.203];

$$A_{Eb} = A_n \frac{(\pi \cdot p \cdot W_E \cdot k_E^{(1)})^2}{6(W_1 \cdot k_{b1} \cdot k_d^{(1)})^2} \quad (3.21)$$

și

$$A_n = U_n / I_n \quad .$$

3.1.3. Componenta rezistenței înfășurării de amortizare după axa longitudinală.

Intrucît nu se poate preciza un caz general, în cele ce urmează se presupune că barele de amortizare sînt repartizate uniform în creștături identice formate în piesa polară și că există segmente inelare interpolare de legătură între barele de amortizare ale polilor

vecini. Circuitul longitudinal de amortizare al unui pol poate fi format dintr-un număr par N_2 de bare paralele cu muchiile polare (figura 3.1). Unghiul geometric dintre două bare vecine este α_b , măsurat în radiani.

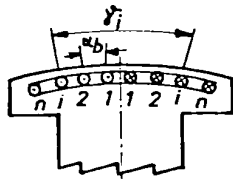


Fig.3.1. Dispoziția barelor de amortizare

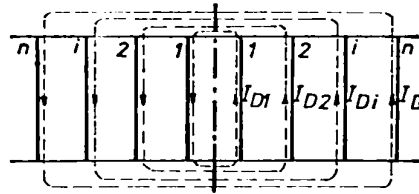


Fig.3.2. Configurația curenților din barele de amortizare care produc cîmpul longitudinal

După cum se vede, barele de amortizare sînt așezate simetric raport cu axa polului și sînt scurtcircuitate la capete prin segmente inelare. În felul acesta două câte două bare ocupă o poziție simetrică față de axa polului și formează câte o spiră parcursă de curenți. Se poate spune [33] că acești curenți sînt la un moment oarecare proporționali cu sinusul unghiului $\alpha_i/2$.

Configurația curenților din bară, care produc cîmpul longitudinal, are aspectul ca în figura 3.2.

Rezistența înfășurării de amortizare, după axa longitudinală la temperatura t , exprimată în [u.r] , se poate calcula după [65] cu următoarea relație:

$$r_D = \frac{F_a}{2 \cdot r \cdot \Phi_1} \left(\frac{\rho_{cu} l_b}{q_b \cdot N_2} + \frac{\rho_{cu} l_{id}}{q_i} \right) 1,5 \dots 1,65, \quad (3.2)$$

în care :

$$F_a = 2,12 \frac{W_1 \cdot k_{b1}}{p} I_n - \text{este t.m. a înfășurării stato-} \quad (3.2)$$

rice corespunzătoare reacției indusului pentru o pereche de poli;

Φ_1 - armonica fundamentală a fluxului din mașină produs de un pol ;

ρ_{cu} - rezistența specifică a materialului barei de amortizare și respectiv a inelului de scurtcircuitare. (Ambele piese sînt din Cu electrolitic);

- $l_b = L + 0,07$ - lungimea unei bare de amortizare;
 $l_{id} = 0,2 D/p$ - lungimea ideală a inelului de scurtcircuitare;
 N_2 - numărul barelor de amortizare pe pol;
 $q_i = b_i \cdot h_i$ - secțiunea dreptunghiulară a inelului de scurtcircuitare, care trebuie să fie aproximativ egală cu 50% din secțiunea tuturor barelor pe un pol.

Rezistența înfășurării de amortizare după axa longitudinală exprimată în unități naturale se calculează cu relația :

$$R_D = r_D A_{Db} , \quad (3.24)$$

în care A_{Db} este rezistența de bază în raportare a înfășurării de amortizare după axa longitudinală, și care se poate calcula cu relația (16.35) din [33] , adică :

$$A_{Db} = A_n \frac{(\pi \cdot p \cdot W_D k_D)^2}{6 (W_1 \cdot k_{b1} \cdot k_d)^2} \cdot \quad (3.25)$$

În această relație :

W_D - este numărul de spire echivalent al înfășurării longitudinale de amortizare;

$$k_D^{(1)} = \frac{N_2}{\pi} (1 - k_b) - \text{coeficientul echivalent al înfășurării longitudinale de amortizare [33, p. 365]} \quad (3.26)$$

$$k_b = \frac{\sin N_2 \alpha_b}{N_2 \sin \alpha_b} - \text{coeficientul de repartizare al barelor de amortizare [33, p. 365];} \quad (3.27)$$

$$\alpha_b = \frac{\pi \cdot t_2}{\gamma} - \text{unghiul geometric între două bare vecine;} \\ t_2 - \text{pasul între barele de amortizare.}$$

3.1.4. Componenta rezistenței înfășurării de amortizare după axa transversală.

Componenta rezistenței ohmice R_Q a înfășurării de amortizare după axa transversală, în cazul considerării mașinii echivalente, exprimată în unități relative, se poate calcula după [65] cu următoarea relație :

$$r_Q = \frac{F_a}{2 \cdot f \cdot \phi_1} \left(\frac{\rho_{cu} l_b}{q_b \cdot N_2} + \frac{\rho_{cu} l_{iq}}{q_i} \right) 1,25 , \quad (3.28)$$

în care $l_{iq} = 0,4 D/p$.

Această rezistență, în unități naturale se obține:

$$R_Q = r_Q \cdot A_{Qb} , \quad (3.29)$$

în care A_{Qb} este rezistența de bază în raportare a componentei după axa transversală a înfășurării de amortizare. Expresia acestei rezistențe (relația (16.50) din [33,p.376] este:

$$A_{Qb} = A_n \frac{(\tilde{\pi} \cdot p \cdot w_Q \cdot k_Q^{(1)})^2}{6(w_{1i} \cdot k_{bi} \cdot k_Q^{(1)})^2} . \quad (3.30)$$

În această relație :

w_Q este numărul de spire echivalent al componentei după axa transversală a înfășurării de amortizare;

k_Q - coeficientul echivalent al componentei după axa transversală a înfășurării de amortizare. După [33,p.376] acest coeficient are expresia :

$$k_Q = \frac{N_2}{\tilde{\pi}} (1+k_b) - \frac{4}{\tilde{\pi}} \left(1 - \frac{4}{\tilde{\pi}} \frac{\tilde{\sigma} \tilde{\sigma}_0}{\tilde{\sigma}_{\max}}\right) \cos \frac{\alpha_p \tilde{\pi}}{2} \frac{\sin \frac{N_2 \alpha_b}{2}}{2 \sin \frac{\alpha_b}{2}} ; \quad (3.31)$$

$\tilde{\sigma}$ - mărime de calcul care trebuie determinată din curba $\tilde{\sigma} = f(a_t / \tilde{\sigma}_{\max})$ [33,p.373];

$k_Q^{(1)}$ - coeficientul de formă al cîmpului magnetic de reacție transversală a indusului, care se determină din diagrama $k_Q = f(\alpha_p)$ dată în [33,p.30] sau [47,p.282].

3.2. CALCULUL VALORILOR NESATURATE ALE REACTANTELOR.

3.2.1. Reactanța de reacție a indusului după axa longitudinală.

Reactanța de reacție a indusului după axa longitudinală corespunde fluxului magnetic de reacție longitudinal, adică :

$$X_{ad} = \omega L_{1d} . \quad (3.32)$$

În această relație $L_{1d} = k_d L_{11}$ este inductanța proprie longitudinală a înfășurării statorului în ipoteza întrefierului uniform de valoare $\tilde{\sigma}_0$.

Această reactanță, exprimată în [u.r], se calculează [65] cu relația :

$$x_{ad} = K_d \frac{F_a}{F_\delta} , \quad (3.33)$$

in care:

K_d este coeficientul de reducere al cîmpului statoric la rotor, după axa longitudinală, care se determină din diagrama $K_d = f(\alpha_p)$ dată în [65, p.88];

$$F_{\delta} = 1,6 \cdot K_c \cdot \delta' \cdot B_{\delta} \cdot 10^6 - \text{t.m. în întrefier}; \quad (3.34)$$

$$\delta' = \delta + \frac{1}{3} (\delta_{\max} - \delta) - \text{valoarea de calcul a întrefierului}; \quad (3.35)$$

$$K_c = K_{c1} \cdot K_{c2} \cdot K_{c3} - \text{coeficientul Carter}; \quad (3.36)$$

$$K_{c1} = \frac{t_1 + 10 \cdot \delta'}{b_{z1} + 10 \cdot \delta'} - \text{coeficientul Carter datorită creștăturilor statorice}; \quad (3.37)$$

$$K_{c2} = \frac{t_c + 10 \cdot \delta'}{(t_c - b_c) + 10 \cdot \delta'} - \text{idem datorită canalelor de ventilație}; \quad (3.38)$$

$$K_{c3} = \frac{t_2 + 10 \cdot \delta'}{(t_2 - b_{s2}) + 10 \cdot \delta'} - \text{idem datorită creștăturilor rotorice}; \quad (3.39)$$

t_1 - pasul dintre creștăturile statorului;

b_{z1} - lățimea dintelui statoric la bază;

t_c - distanța dintre două canale de ventilație consecutive, (figura 3.18);

b_c - lățimea canalului de ventilație;

t_2 - pasul creștăturilor de amortizare;

$$B_{\delta} = \frac{t}{S_{\delta}} - \text{inducția magnetică din întrefier}; \quad (3.40)$$

$$\Phi_t = k_t \Phi_0 - \text{fluxul magnetic care străbate suprafața tălpii polare}; \quad (3.41)$$

k_t - factor al tălpii polare, care se determină din diagramele prezentate în figura 3.45 din [65, p.101];

$$\Phi_0 = k_f \Phi_1 - \text{fluxul magnetic pe un pol}; \quad (3.42)$$

k_f - factorul de formă al curbei de cîmp, care se determină din diagramele prezentate în figura 3.44 din [65, p.101];

$$S_{\delta} = \alpha_p \cdot \tau \cdot L_{\delta i} - \text{suprafața întrefierului}; \quad (3.43)$$

$$L_{\delta i} = 0,5 (L_i + L_{pi}) - \text{lungimea de calcul a întrefierului}; \quad (3.44)$$

L_i - lungimea de calcul a fierului activ statoric;

L_{pi} - lungimea de calcul a piesei polare.

Reactanța de reacție a indusului după axa longitudinală exprimată în unități naturale are următoarea expresie:

$$X_{ad} = x_{ad} \cdot A_n \quad (3.45)$$

O altă relație de calcul a acestei reactanțe propusă în [33,p.362] este :

$$X_{ad} = \frac{12\mu_0 \cdot (W_1 k_{bl})^2 \cdot k_d \cdot f \cdot l_i \cdot \zeta}{\tilde{n} \cdot p \cdot \mathcal{S}_0} \quad (3.46)$$

în care :

\mathcal{S}_0 este întrefierul de calcul (care include coeficientul Carter) în dreptul axei polului;

$$l_i = 0,5 (L + L_K) - \text{lungimea de calcul a mașinii}; \quad (3.47)$$

L_K - lungimea corpului polului.

În unități relative :

$$x_{ad} = \frac{X_{ad}}{A_n} \quad (3.48)$$

Utilizînd [47,p.199] această reactanță se obține cu ajutorul relației :

$$X_{ad} = 2 \cdot m \cdot f \cdot \frac{\mu_0 \cdot D \cdot l' \cdot W_1^2 \cdot k_{bl}^2}{k_{\mathcal{S}} \cdot \mathcal{S} \cdot p^2} \cdot k_d \quad (3.49)$$

în care :

$$k_{\mathcal{S}} = \frac{t_1 + 10}{b_{d1} + 10} \text{ este coeficientul întrefierului} \quad (3.50)$$

[46,p.70];

t_1 - pasul creștăturii statorice;

b_{d1} - lățimea unui dinte statoric;

$$l' = 0,5 (L_K + L_1) - \text{lungimea teoretică a indusului}. \quad (3.51)$$

În acest caz valoarea în unități relative a acestei reactanțe se obține utilizînd relația (3.48).

3.2.2. Reactanța de reacție a indusului după axa transversală.

Această reactanță corespunde fluxului de reacție transversal adică :

$$X_{aq} = \omega \mathcal{L}_{1q}$$

În această relație $\mathcal{L}_{1q} = k_q \mathcal{L}_{11}$ este inductanța proprie transversală a indusului.

Valoarea în unități relative a acestei reactanțe se calculează după [65] cu relația :

$$x_{aq} = K_q \frac{1 + K_c}{2} x_{ad} \quad (3.52)$$

unde K_q este coeficientul de reducere a cîmpului statoric la rotor, după axa transversală, care se determină din diagramele date în [65, p.88].

În unități naturale :

$$X_{aq} = x_{aq} A_n \quad (3.53)$$

Pentru calculul reactanței indusului după axa transversală, exprimată în unități naturale, se propune și următoarea relație [33, p.352] :

$$X_{aq} = \frac{12 \mu_o (W_1 k_{bl})^2 \cdot k_q \cdot f \cdot l_i \cdot \zeta}{\tilde{n} \cdot p \cdot \sigma_o} \quad (3.54)$$

iar pentru a obține valoarea acestei reactanțe în unități relative:

$$x_{aq} = \frac{X_{aq}}{A_n} \quad (3.55)$$

După [47, p.199] aceeași reactanță se poate calcula cu relația :

$$X_{aq} = 2 \cdot m \cdot f \cdot \frac{\mu_o \cdot D \cdot l^2 \cdot W_1^2 \cdot k_{bi}^2}{k_{\sigma} \cdot \sigma \cdot p^2} \cdot k_q \quad (3.56)$$

Pentru obținerea valorii acestei reactanțe în unități relative se utilizează relația (3.55).

Reactanțele de reacție ale indusului după cele două axe sînt dintre cele mai reprezentative, prin faptul că :

- ambele intră cu cea mai mare pondere în calculul tuturor reactanțelor GS funcționînd atît în regim stabilizat, cît și tranzitoriu;
- ambele intră în componența ecuațiilor Park;
- ambele se folosesc frecvent la stabilirea diagramelor de tensiuni atît în regim permanent nesaturat cît și în regim permanent saturat.

Avînd în vedere cele arătate, este important că valorile acestor reactanțe să se determine cît mai corect. Pentru stabilirea relațiilor celor mai potrivite, în acest capitol am efectuat calcule numerice folosind relațiile recomandate în [33], [47], [65] și prin compararea rezultatelor cu cele reale urmează să se determine care

dintre aceste relații exprimă mai corect situația.

3.2.3. Determinarea unor factori și coeficienți ce intră în componența formulelor (3.1.) + (3.56).

În relațiile recomandate pentru calculul diferitelor reactanțe sînt utilizați anumiți factori și coeficienți, care uneori sînt identici ca conținut, dar notați în mod diferit, ca de exemplu k_{b1} , k_w , ξ_1 pentru factorul de bobinaj rezultat, sau k_d , k_q , k_{ad} , k_{aq} pentru coeficientul de formă al cîmpului din înfășurarea indusului după cele două axe, etc.

Din această cauză a fost necesar ca pentru unele din aceste mărimi să se adopte notații unitare de-a lungul întregii lucrări.

a) Factorul de bobinaj rezultat pentru armonica t.e.m. de ordinul ν , $k_{b\nu}$.

Acest factor are următoarea expresie :

$$k_{b\nu} = k_{r\nu} \cdot k_{y\nu} \cdot k_{c\nu} \quad (3.57)$$

În literatura de specialitate se demonstrează că acești factori, (de repartizare, de scurtare și de înclinare) pentru armonica de ordinul ν , se exprimă sub forma :

$$k_{r\nu} = \frac{\sin \frac{\nu \pi}{2m}}{q \sin \frac{\nu \pi}{2mq}} \quad ; \quad (3.58)$$

$$k_{y\nu} = \sin \frac{\nu s}{\tau} \cdot \frac{\pi}{2} \quad ; \quad (3.59)$$

$$k_{c\nu} = \frac{\sin \nu \cdot \frac{c}{\tau} \cdot \frac{\pi}{2}}{\nu \cdot \frac{c}{\tau} \cdot \frac{\pi}{2}} \quad . \quad (3.60)$$

Pentru armonica fundamentală, relațiile de calcul pentru k_{r1} , k_{y1} , k_{c1} , rezultă din cele de mai sus prin particularizarea $\nu = 1$.

În cazul HG cu răcire cu aer se adoptă obișnuit o înfășurare în două straturi (în general cu două bare pe crestătură), care permite realizarea înfășurării cu pas scurtat, avantajoasă din următoarele două puncte de vedere:

- realizarea unei economii de material conductor (cupru) ;

- reducerea valorilor armonicilor superioare, în principal a celor de ordinul $\nu = 5$ și $\nu = 7$.

La HG este preferată înfășurarea ondulată celei buclate, avându-se în vedere că :

- exclude scurtcircuitele între spire deoarece grosimea izolației între spire este dublată în raport cu grosimea izolației față de masă ;

- permite reducerea pierderilor suplimentare prin posibilitatea adaptării transpoziției conductoarelor elementare;

- nu este sensibilă la neuniformitățile câmpului magnetic, etc.

b) Coeficientul de formă al câmpului magnetic de reacție longitudinală a indusului, k_d .

Prin reacția indusului unei MS se înțelege acțiunea t.m.m. a indusului asupra t.m.m. a inductorului sau cu alte cuvinte, influența câmpului indusului asupra câmpului magnetic al inductorului. Acest fenomen apare pregnant la funcționarea în sarcină a MS și are un caracter complex, prin faptul că apar simultan două reacții ale indusului (longitudinală și transversală), iar valoarea lor variază atât cu sarcina cât și cu defazajul ψ dintre curentul I și t.e.m. U_{eg} de mers în gol.

În cele ce urmează mă voi referi numai la armonicile fundamentale ale t.m.m. statorice și rotorice, deoarece în cazul HG actuale, t.m.m. au o variație sinusoidală.

La GS cu poli aparenti, curba sinusoidală a armonicii fundamentale a t.m.m. de reacție a indusului în interacțiune cu armonica fundamentală a t.m.m. a înfășurării indusului, determină o t.m.m. rezultantă, a cărei axă este decalată față de axa polilor inductorilor în sens opus sensului de rotație a mașinii.

Pentru a se putea determina cantitativ influența reacției indusului asupra câmpului magnetic inductor, respectiv pentru a determina un coeficient care să exprime t.m.m. de reacție a indusului la scara t.m.m. de excitație, se folosește "teoria celor două reacții" propusă de Blondel.

Conform acesteia,

- se determină în prealabil amplitudinea undei fundamentale a t.m.m. de reacție a indusului, folosind relația (8.8) din [47] , adică :

$$F_a = \frac{m \cdot \sqrt{2}}{\tilde{n}} \cdot \frac{W_1 \cdot k_{bl}}{p} \cdot I ; \quad (3.61)$$

- se descompune această amplitudine după axele principale

ale circuitului magnetic al MS astfel :

$$F_{ad} = F_a \sin \psi ; \quad (3.62)$$

$$F_{aq} = F_a \cos \psi . \quad (3.63)$$

Acestea reprezintă amplitudinile componentelor unei fundamentale a t.m. de reacție a indusului după axa longitudinală, respectiv transversală. ψ , este unghiul de defazaj între curentul I și t.e.m. U_{eE} .

Curba unei fundamentale a t.m. de reacție a indusului după axa longitudinală exprimată în funcție de coeficientul de acoperire a piesei polare α_p , se exprimă prin relația :

$$F_{ad} \cos \alpha_p = F_a \sin \psi \cos \alpha_p, \quad (3.64)$$

aceasta fiind raportată la sistemul de poli pentru $\psi = \pm \frac{\pi}{2}$.

Inductanța maximă a câmpului magnetic de reacție a indusului după axa longitudinală în cazul general și ținând seamă de dinții statorici, este :

$$B_{ad} = \frac{\mu_0}{k_{\delta} \cdot \delta} F_{ad}, \quad (3.65)$$

în care:

$k_{\delta} = \frac{B'_m}{B_m}$ reprezintă coeficientul de întrefier;

B'_m - amplitudinea curbei inducției câmpului magnetic creat de t.m. în cazul cînd una din suprafețele întrefierului are dinți ;

B_m - amplitudinea curbei inducției în cazul întrefierului uniform.

Curba inducției B_{ad} la $\delta = \text{const.}$ are alături de forma celei prezentate în figura 3.3. Din această figură se observă deformarea și faptul că această inducție este practic nulă în spațiile dintre tălpile polare.

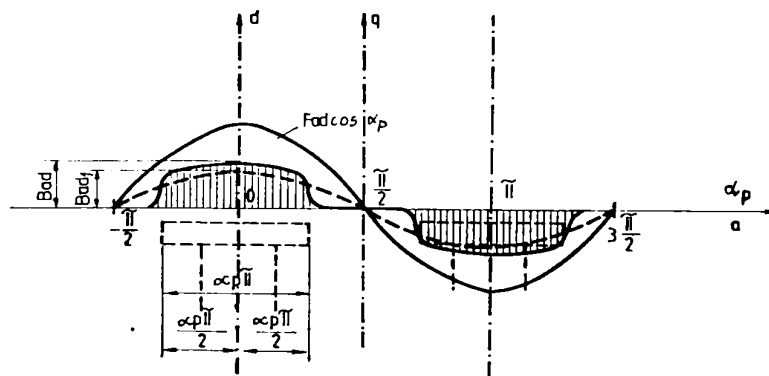


Fig.3.3. Curba inducției B_{ad} la $\delta = \text{const.}$

Din acest motiv această curbă se descompune în armonici, dintre care se reține numai fundamentală de amplitudine B_{ad1} .

Dacă $\delta = \text{const.}$ sub axa polară, coeficientul k_d reprezintă ra ortul

$$k_d = \frac{B_{ad1}}{B_{ad}} \quad (3.66)$$

în care :

$$B_{ad1} = \frac{2}{\pi} \int_{-\frac{\alpha_p \pi}{2}}^{\frac{\alpha_p \pi}{2}} B_{ad} \cdot \cos^2 a \cdot da \quad (3.67)$$

În relația (3.67) a reprezintă coordonata unghiulară spațială de-a lungul întrefierului. Aceasta este cuprinsă între $-\frac{\alpha_p \pi}{2}$ și $\frac{\alpha_p \pi}{2}$, din cauză că numai în această zonă diferă de zero.

Acest coeficient determină gradul de diminuare al amplitudinii armonice fundamentale a cîmpului reacției longitudinale a indusului, ca urmare a prezenței spațiului aerian între poli și piesele polare.

c). Coeficientul de formă al cîmpului magnetic de reacție transversală a indusului, k_q .

Pe baza considerentelor expuse mai sus, aplicate diferențiat pentru cîmpul magnetic după axa transversală, rezultă :

$$k_q = \frac{B_{aq1}}{B_{aq}} \quad (3.68)$$

în care :

$$B_{aq} = \frac{\mu_0}{k_\delta \cdot \delta} F_{aq} \quad (3.69)$$

În literatura de specialitate se demonstrează că relațiile ce se folosesc pentru determinarea valorilor celor doi coeficienți pentru $\delta = \text{const.}$ sub talpa polară și cînd repartiția spațială a inducției corespunzătoare cîmpului magnetic de reacție este asemănătoare celei din figura 3.3, au următoarea expresie :

$$k_d = \frac{\alpha_p \pi + \sin \alpha_p \pi}{\pi} \quad ; \quad (3.70)$$

$$k_q = \frac{\alpha_p \pi - \sin \alpha_p \pi}{\pi} \quad (3.71)$$

În aceste relații α_p reprezintă coeficientul de acoperire geometrică a polului, exprimat prin raportul b_p/δ .

d) Coeficientul de formă al cîmpului de excitație k_E .

Procedînd asemănător rezultă că acest coeficient reprezintă raportul :

$$k_E = \frac{B_{E1}}{B_E} \quad (3.72)$$

în care :

$$B_E = \frac{\mu_0}{k_{\delta} \cdot \delta} \cdot F_E \quad (3.73)$$

unde $F_E = W_E \cdot i_E$.

În cazul cînd $\delta = \text{const.}$ sub talpa polară, coeficientul de formă al cîmpului de excitație are expresia :

$$k_E = \frac{4}{\pi} \sin \frac{\alpha_p \tilde{l}}{2} \quad (3.74)$$

Din cele prezentate mai sus se constată că formulele (3.70), (3.71), și (3.74) care determină coeficienții k_d , k_q și k_E funcție de $\alpha_p = b_p/\tilde{l}$ se pot folosi numai în cazul cînd întrefierul de-a lungul piesei polare este constant, adică numai pentru $\delta_{\text{max}}/\delta = 1$.

Deoarece în tehnologia de construcție a GS cu poli aparenti întrefierul este variabil de-a lungul piesei polare, iar raportul δ/\tilde{l} poate avea diverse valori, este necesar ca la determinarea valorilor coeficienților în cauză să se țină seama și de influența acestor raporturi constructive.

Plaja de variație a valorilor pe care le pot avea acești coeficienți este între 0,5 și 1 pentru k_d , între 0,1 și 1 pentru k_q și între 0,6 și 1,3 pentru k_E .

Intrucît nu există formule analitice care să poată fi utilizate pentru determinarea coeficienților amintiți în condițiile impuse prezentate mai sus am folosit familiile de curbe determinate experimental în [33] și [47]. Aceste curbe au fost approximate prin polinoame pe care le-am introdus în memoria calculatorului, urmînd ca pentru calculul valorii acestor coeficienți să fie apelată subrutina de calcul prin interpolare.

3.2.4. Reactanța de dispersie a înfășurării statorului.

Principalele fenomene electromagnetice care se petrec într-o MS, inclusiv cele de inducție mutuală a înfășurărilor acesteia, se datoresc [47] acțiunii armonicii fundamentale a cîmpului din întrefier. Toate celelalte cîmpuri magnetice ale înfășurării, ca de exemplu cîmpul din creștături, sau cel din părțile frontale,

precum și armonicile superioare de câmp, nu traversează o altă înfășurare și deci nu induc t.e.m. de inducție mutuală, sau o traversează foarte ușor, în care caz inducțiile lor mutuale au o importanță minoră, situație în care acestea se pot neglija.

Toate aceste câmpuri se referă la câmpul de dispersie al înfășurării, iar rolul lor principal se rezumă la a induce în înfășurare o t.e.m. de auto-inducție sau o așa numită t.e.m. de dispersie, de care se ține seama prin intermediul unei reactanțe de dispersie.

În drumul lor, câmpurile de dispersie întilnesc mai ales reluctanțele întrefierurilor, din care cauză se poate neglija reluctanța fierului și se poate admite că, inductanța de dispersie a înfășurării statorice L_{σ} , respectiv reactanța de dispersie X_{σ} a acesteia este constantă pentru toate regimurile de funcționare ale GS, respectiv ale HG.

Așa după cum s-a arătat în paragraful 3.2.3.-a, în construcția HG de puteri și tensiuni mari și cu răcire indirectă cu aer, se utilizează tipul de înfășurare ondulată în două straturi și cu două bare pe crestătură.

Este evident că, într-o astfel de situație, forma crestăturii statorice cea mai potrivită este cea dreptunghiulară deschisă.

De aceea, în prezenta teză s-a luat în considerare pentru stator, numai crestătura deschisă de formă dreptunghiulară (figura 3.20) în care se amplasează înfășurări în dublu strat și cu două bare pe crestătură.

Pentru determinarea reactanței de dispersie, în cazul când nu se ia în considerare fenomenul de saturație (deci aceasta nu depinde de curentul din înfășurarea statorică), se folosește relația:

$$X_{\sigma} = \omega L_{\sigma}, \quad (3.75)$$

în care:

$L_{\sigma} = w_1^2 \mu_0 \cdot l \cdot \lambda$ este inductanța totală de dispersie a înfășurării statorice;

- 1 - lungimea elementului (bobinei) înfășurării;
- λ - permeanța magnetică specifică, adică [22] coeficientul permeanței magnetice a fluxului de dispersie pe unitatea de lungime a spirei înfășurării. Această mărime depinde de dimensiunile geometrice ale spațiului aerian în care-și are sediul câmpul de dispersie și de distribuția conductoarelor în bobină.

Fluxul magnetic de dispersie care se manifestă la înfășurările MS reprezintă numai procente din fluxul magnetic util și el îmbrățișează numai înfășurarea care l-a produs. Acest flux de dispersie se închide: parțial prin creștătură, pe care o străbate transversal; prin întrefier între capetele dinților și în jurul capetelor frontale ale bobinelor.

Inducțiunile de dispersii corespunzătoare fluxului de dispersii sînt :

- $L_{\sigma c}$ - inductanța de dispersie din creștătură ;
- $L_{\sigma cd}$ - inductanța de dispersie de la capetele dinților;
- $L_{\sigma f}$ - inductanța de dispersie de la capetele frontale ale bobinelor;
- $L_{\sigma d}$ - inductanța de dispersie diferențială, care se datorează fluxului magnetic de dispersie al armonicilor superioare din întrefier.

În acest caz, inductanța totală de dispersie a înfășurării statorice devine:

$$L_{\sigma} = L_{\sigma c} + L_{\sigma cd} + L_{\sigma f} + L_{\sigma d} \quad (3.76)$$

Întrucît din motivele arătate mă refer numai la creștătura deschisă de formă dreptunghiulară în care se amplasează înfășurarea statorică în două straturi, am ales pentru calculul reactanței X_{σ} următoarea formulă după [65]₂:

$$X_{\sigma} = 2 \cdot \pi \cdot f \cdot 2 \mu_0 \cdot \frac{W_1^2}{p} (\Lambda_{\sigma c} + \Lambda_{\sigma cd} + \Lambda_{\sigma f} + \Lambda_{\sigma d}) [\Omega], \quad (3.77)$$

în care :

$$\Lambda_{\sigma c} = \frac{L_1'}{q} \lambda_c \text{ este permeanța de dispersie din creștătură;} \quad (3.78)$$

$$\lambda_c = K_{cu} \frac{h_1}{3b_{cl}} + K_k \frac{h_2}{b_{cl}} - \text{permeanța specifică a creștăturii;} \quad (3.79)$$

K_{cu}, K_k - factori care țin seamă de scurtarea înfășurării și care se determină din figura 3.24 dată în [65, p.87] ;

$$\Lambda_{\sigma cd} = \frac{L_1'}{q} \lambda_{cd} - \text{permeanța de dispersie de la capetele dinților;} \quad (3.80)$$

$$\lambda_{cd} = \frac{5 \frac{\sigma}{b_{cl}}}{5+4 \frac{\sigma}{b_{cl}}} \cdot \alpha_p - \text{permeanța specifică de la capetele dinților;} \quad (3.81)$$

$$\Lambda_{\sigma f} = 0,45 l_f k_{y1}^2 - \text{permeanța de dispersie de la capetele frontale ale bobinelor statorice;} \quad (3.82)$$

- l_f - lungimea capetelor frontale ale unui conductor al înfășurării statorice (figura 3.19);
 k_{y1} - factorul de scurtare al înfășurării statorului calculat cu relația (3.59);

$$\Lambda_{\sigma d} = \frac{m}{\pi^2} \frac{\sum L_i}{K_c k_{sd} \cdot \sigma} \sum \left(\frac{\mathcal{F}_y}{y} \right)^2 \quad \text{permeanța de dispersie (3.83) diferențială ;}$$

$\sum \left(\frac{\mathcal{F}_y}{y} \right)^2$ - se determină în funcție de q , din diagrama dată în [65, p.87] ;

$L_1 = L - n_c \cdot b_c''$ - lungimea de calcul a fierului (3.84) crestăturii;

b_c'' - factor care exprimă influența canalelor de ventilație asupra dispersiei din crestătură. Aceasta se determină din diagrama $b_c'' = f(b_{c1})$ dată în [65, p.87] ;

K_c - coeficientul Carter care se determină cu relația (3.36);

k_{sd}'' - coeficientul de saturație care se determină din caracteristica de mers în gol.

Reactanța de dispersie a înfășurării statorului, în [u.r.] se calculează cu relația :

$$x_{\sigma} = \frac{X_{\sigma}}{A_n} \quad (3.85)$$

3.2.5. Reactanța de dispersie a înfășurării de excitație.

Reactanța de dispersie a înfășurării de excitație la GS cu poli aparenti este determinată de cîmpul de dispersie diferențială din întrefier precum și de cîmpurile de dispersie ale înfășurării.

Deoarece armonicile superioare sînt produse de înfășurarea trifazată a indusului, în relația de calcul a reactanței de dispersie a înfășurării de excitație trebuie să se țină seama și de reactanța de reacție longitudinală a acestei înfășurări.

Pentru calculul acestei reactanțe am adoptat relația dată în [65, p.88] , pentru că între altele această relație conține elemente deja calculate anterior.

Relația de calcul în [u.r.] este :

$$x_{E\sigma} = x_{sd} (\sigma_E - 1) \quad (3.86)$$

în care σ_E este coeficientul de dispersie al înfășurării de excitație.

$$\bar{\psi}_E = K_d(k_f + \frac{2 \cdot F_\delta \cdot L_{ki} \cdot \lambda_p}{\Phi_1} \cdot 10^{-6}) \quad (3.87)$$

In această relație :

- K_d - coeficientul de reducere al cîmpului statoric la rotor, după axa longitudinală, care se determină din diagrama $K_d = f(\alpha_p)$ dată în [65, p.101] ;
- k_f - factorul de formă al curbei de cîmp, care se determină din diagramele prezentate în figura 3.44 din [65, p.101] ;
- F_δ - tensiunea de magnetizare în întrefier, care a fost determinată conform relației (3.34) ;
- $L_{ki} \equiv L_K + l_S$ - lungimea ideală (de calcul) a corpului (3.88) polului ;
- λ_p - permeanța specifică a polilor, care se calculează cu ajutorul relației :

$$\lambda_p = \frac{\lambda_{kb}}{2,65} + \frac{\lambda_{K1}}{1,53} + \lambda_{p1} \quad (3.89)$$

Termenii din această relație reprezintă permeanțele specifice ale suprafețelor frontale ale polilor (λ_{kb}), a corpului polilor (λ_{K1}) și a lăzii polare (λ_{p1}), și sînt date de următoarele relații :

$$\lambda_{kb} = 0,37 \frac{b_K}{L_{ki}} ; \quad (3.90)$$

$$\lambda_{K1} = \frac{0,55 h_K}{\zeta - b_K - \frac{\pi}{2p}(h_K - 2h_p + 2\delta)} ; \quad (3.91)$$

$$\lambda_{p1} = 1,4 \left(\frac{dt}{c_p} - 0,25 \right) + 0,55 \left(\frac{a_p}{c_p} + 0,2 \right) - 0,4 \left(\frac{a_p}{c_p} - 0,5 \right)^2 \quad (3.92)$$

In ultimele trei relații :

- b_K este lățimea corpului polului ;
- h_K - înălțimea corpului polului ;
- h_p - grosimea piesei polare în dreptul axei polului ;
- c_p - distanța între piesele polare a doi poli consecutivi ;
- $dt = h_p + \delta$;
- $a_p = \frac{b_p - b_K}{2}$;
- b_p - lățimea piesei polare.

Reactanța de dispersie a înfășurării de excitație în unități naturale se calculează cu relația :

$$X_{E0} = X_{E0'} \cdot A_{Eb} \quad (3.93)$$

În această relație impedanța de bază în raportare A_{Eb} este dată de relația (3.19).

3.2.6. Componenta reactanței de dispersie a înfășurării de amortizare după axa longitudinală.

Calculul componentelor reactanței de dispersie a înfășurării de amortizare după axa longitudinală (ca și de altfel după axa transversală) se efectuează în ipoteza că barele de amortizare sînt identice ca material și formă, sînt repartizate în creștături identice în piesa polară și că există segmente de legătură între barele polilor vecini.

Din punct de vedere al creștăturilor circuitelor de amortizare, se folosesc curent forme circulare și dreptunghiulare, semi-închise [65], așa cum se vede în figura 3.4.

Componenta reactanței de dispersie a înfășurării de amortizare după axa longitudinală (cît și componenta ei după axa transversală) este determinată de fluxul de dispersie al barelor de amortizare, de fluxul de dispersie al armonicilor de cîmp, precum și de fluxul de dispersie al inelelor și segmentelor de scurtcircuitare.

În ceea ce privește permeanța specifică a barelor de amortizare din creștătură, aceasta se compune din permeanța specifică a creștăturii, permeanța specifică a capetelor de dinți polari și permeanța specifică a deschiderii creștăturii.

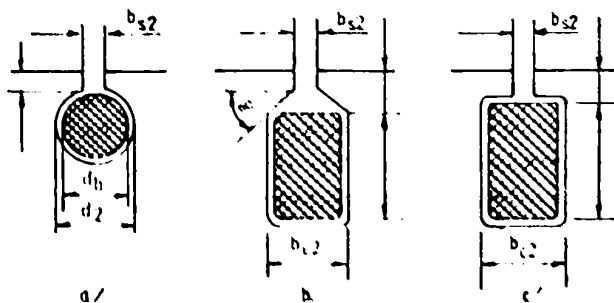


Fig. 3.4. Forme de creștături rotorice pentru circuitul de amortizare

Pentru calculul acestei reactanțe în unități relative am adoptat formula dată în [65], adică :

$$x_{D\sigma} = 0,5 \cdot 10^{-7} \cdot \frac{F_a}{\phi_1} \cdot \frac{1}{1-k_b} \cdot \left[\frac{L_p \cdot 10^2}{N_2} (\lambda_b + \lambda_{\sigma}) + \lambda_{id} \right], \quad (3.94)$$

în care :

F_a este t.m. a înfășurării statorice corespunzătoare reacției indusului, pentru o pereche de poli, determinată cu relația (3.23);

ϕ_1 - armonica fundamentală a fluxului din mașină produs de un pol;

k_b - coeficientul de repartizare al coliviei de amortizare calculat cu relația (3.27);

L_p - lungimea tălpii polare;

N_2 - numărul barelor de amortizare pe pol;

$\lambda_b = \lambda_{c2} + \lambda_{k2} + \lambda_{s2}$ - permeanța specifică a barelor de amortizare din creștătură;

λ_{c2} - permeanța specifică a creștăturii, care pentru creștăturile rotunde se determină în funcție de raportul b_{s2}/d_2 , iar pentru creștăturile dreptunghiulare, în funcție de raportul b_{s2}/b_{c2} , conform diagramelor din figurile 3.31 și 3.32 din [65, p.91];

Pentru creștăturile dreptunghiulare se poate folosi și relația :

$$\lambda_{c2} = \frac{h_1 + 3h_2}{3b_{c2}} \quad (3.96)$$

λ_{k2} - permeanța specifică a capetelor de dinți ale creștăturilor rotorice semifinche și care se determină din diagrama $\lambda_{k2} = f(b_{c1}/\delta)$, în care b_{c1} este lățimea creștăturii deschise a statorului. (Această diagramă s-a întocmit ținând seamă de faptul că liniile de câmp de dispersie produse de conductoarele din creștătura rotorică se închid, prin dințele statoric, ieșind din dințele rotorice și trecând prin întrefier);

$\lambda_{s2} = k \frac{h_{s2}}{b_{s2}}$ - permeanța specifică deschiderii creștăturii; (3.97)

k - coeficient care ține seamă de raportul h_{s2}/b_{s2} .
 $k=1,5$ când acest raport $< 0,5$, $k=1,15$ constituind

valoarea medie pentru creștături rotunde și $k=1$ pentru restul cazurilor;

$$\lambda_{\delta v} = \frac{t_2}{12 \delta' K_c} - \text{permeanța specifică a armonicilor superioare de câmp};$$

δ' - valoarea de calcul a întrefierului, relația (3.35);

$$\lambda_{id} = 19 \frac{\tau}{N_2} C_d - \text{permeanța specifică a inelelor de scurtcircuitare, după axa d};$$

$C_d = f(t_2/\tau)$ dată în [65, p.93].

Reactanța de dispersie a înfășurării de amortizare după axa longitudinală, în unități naturale, se determină cu relația :

$$X_{D\sigma} = x_{D\sigma} \cdot A_{Db} \quad (3.100)$$

În această relație rezistența de bază în raportare A_{Db} se calculează cu relația (3.25).

3.2.7. Componenta reactanței de dispersie a înfășurării de amortizare după axa transversală :

Avînd în vedere cele menționate în paragraful precedent am adoptat relația dată în [65] adică :

$$x_{Q\sigma} = 0,5 \cdot 10^{-7} \frac{F_a}{\Phi_1} \frac{1}{1+k_b} \left[\frac{L_p \cdot 10^2}{N_2} (\lambda_b + \lambda_{\delta v}) + \lambda_{iq} \right] [\text{u.r.}], \quad (3.101)$$

în care:

$$\lambda_{iq} = 19 \frac{\tau}{N_2} C_q \text{ este permeanța specifică a inelelor de scurtcircuitare, după axa q};$$

C_q - coeficientul de reducere, determinat din diagrama $C_q = f(t_2/\tau)$ din [65, p. 93].

Valoarea acestei reactanțe, în unități naturale, se obține utilizînd relația :

$$X_{Q\sigma} = x_{Q\sigma} \cdot A_{Qb} \quad (3.103)$$

Pentru determinarea rezistenței de bază în raportare A_{Qb} se folosește relația (3.30).

3.2.8. Reactanța sincronă longitudinală a înfășurării atatorului.

Reactanța sincronă longitudinală a înfășurării atatorului este așa cum este funcționa în regiunea simetric sta-

bilizat cu înfășurarea inductoare deschisă, o opune tensiunii trifazate simetrice de frecvență nominală ce este aplicată înfășurării statorice, în cazul când axa cîmpului rezultat de reacție a indușului coincide cu axa polilor.

În această poziție a rotorului, liniile de cîmp ale fluxului statoric de reacție Φ_{ad} se închid după axa magnetică longitudinală a mașinii respective.

Pe lângă fluxul de reacție Φ_{ad} căruii îi corespunde permeanța λ_{ad} , curentul statoric I produce și un flux de dispersie Φ_{σ} , căruii îi corespunde permeanța λ_{σ} . Deoarece aceste fluxuri sînt separate și parcurg drumuri paralele, permeanța λ_d a întregului flux creat de curentul statoric este egală cu suma permeanțelor menționate, adică :

$$\lambda_d = \lambda_{ad} + \lambda_{\sigma} . \quad (3.104)$$

Intrucît reactanțele sînt proporționale cu permeanțele fluxurilor corespunzătoare,

$$x_d = x_{ad} + x_{\sigma} . \quad (3.105)$$

Valoarea acestei reactanțe exprimată în unități naturale este:

$$X_d = x_d \cdot A_n . \quad (3.106)$$

3.2.9. Reactanța sincronă transversală a înfășurării statorului.

Reactanța sincronă transversală a înfășurării statorului este aceea reactanță pe care GS funcționînd în regim simetric stabilizat, cu înfășurarea inductoare deschisă, o opune tensiunii trifazate simetrice de frecvență nominală ce este aplicată înfășurării statorice în cazul când axa cîmpului rezultat de reacție a indușului este perpendiculară pe axa polilor.

În această poziție a rotorului, liniile de cîmp ale fluxului statoric de reacție Φ_{aq} se închid după axa magnetică transversală a mașinii respective.

Prin analogie cu cele prezentate la punctul 2.3.8. se poate scrie :

$$x_q = x_{aq} + x_{\sigma} ; \quad (3.107)$$

$$X_q = x_q \cdot A_n . \quad (3.108)$$

3.2.10. Reactanța infășurării de excitație .

Reactanța infășurării de excitație în [u,r], în regim simetric stabilizat și în cazul infășurărilor statorică și de amortizare deschise, se calculează [65] cu următoarea relație :

$$x_E = x_{EG} + x_{ad} . \quad (3.109)$$

În unități naturale, valoarea acestei reactanțe este :

$$X_E = x_E \cdot A_{Eb} , \quad (3.110)$$

în care A_{Eb} este rezistența de bază în raportare, care se calculează cu relația (3.19).

3.2.11. Componenta reactanței infășurării de amortizare după axa longitudinală .

Această componentă a reactanței, în [u,r] în regim simetric stabilizat și în cazul infășurărilor statorică și rotorică deschise, se calculează [65] cu relația :

$$x_D = x_{DC} + x_{ad} . \quad (3.111)$$

În unități naturale, valoarea acestei componente se obține astfel :

$$X_D = x_D \cdot A_{Db} , \quad (3.112)$$

în care A_{Db} este rezistența de bază în raportare calculată cu relația (3.25).

3.2.12. Componenta reactanței infășurării de amortizare după axa transversală .

Componenta reactanței infășurării de amortizare după axa transversală, în cazul considerării mașinii echivalente, în regim simetric stabilizat și în cazul infășurărilor statorică și rotorică deschise, se calculează [65] cu relația :

$$x_Q = x_{QV} + x_{aq} . \quad (3.113)$$

În acest caz valoarea în unități naturale, a acestei componente se obține cu relația :

$$X_Q = x_Q \cdot A_{Qb} . \quad (3.114)$$

În această ultimă relație, rezistența de bază în raportare A_{Qb} se calculează cu relația (3.30).

3.2.13. Reactanța sincronă tranzitorie longitudinală a înfășurării statorului.

În regimul tranzitoriu, adică atunci când se modifică brusc condițiile de funcționare ale GS, ca urmare de exemplu a unui scurtcircuit brusc trifazat, apar curenți tranzitorii foarte mari, care determină solicitări electrodinamice și termice importante în elementele constructive ale mașinii,

Acest curent tranzitoriu se amortizează sub acțiunea constantelor de timp, datorită rezistenței ohmice a înfășurării statorice.

În fenomenul scurtcircuitului brusc al GS intervin următoarele trei circuite electrice ale mașinii : circuitul indus, circuitul inductor și circuitul de amortizare.

Determinarea reactanței sincronizante tranzitorie, ca de altfel și a celei supratranzitorie, este de mare importanță, prin faptul că acestea joacă un rol esențial în comportarea GS în regimul tranzitoriu de scurtcircuit.

Pentru determinarea reactanțelor regimului tranzitoriu se folosesc [65] scheme echivalente prin care reactanțele respective se descompun după cele două axe (d și q), care se rotesc împreună cu rotorul.

În felul acesta, reactanța x_{σ} a înfășurării statorului se inseriază cu reactanțele x_{ad} , $x_{E\sigma}$ și $x_{D\sigma}$ conectate în paralel în cazul schemei echivalente după axa longitudinală, sau se inseriază cu reactanțele x_{aq} și $x_{Q\sigma}$ conectate în paralel, în cazul schemei echivalente după axa transversală.

În primele momente ale scurtcircuitului brusc [49], fluxul de reacție a indusului Φ_{ad} este împins prin aer pe drumul pe care îl parcurg dispersiile de flux ale înfășurărilor de excitație și de amortizare. Prin urmare reluctanța totală R_{ad}'' a circuitului magnetice pe care se închide acest flux de reacție se compune din trei reluctanțe legate în serie, adică :

$$R_{ad}'' = R_{a\sigma} + R_{E\sigma} + R_{D\sigma} \quad (3.11)$$

în care :

$R_{a\sigma}$ este reluctanța corespunzătoare parcursului în stator și întrefier ; Practic $R_{a\sigma} = R_{ad}$ a circuitului pe care se închide fluxul Φ_{ad} în cazul scurtcircuitului permanent;

R_{EG} - reluctanța corespunzătoare parcursului în aer a fluxului de dispersie a înfășurării de excitație;

R_{DG} - reluctanța corespunzătoare parcursului în aer a fluxului de dispersie a înfășurării de amortizare.

Exprimînd reluctanțele prin permeanțele respective ($\Lambda = \frac{1}{R}$) se poate scrie :

$$\frac{1}{\Lambda''_{ad}} = \frac{1}{\Lambda_{ad}} + \frac{1}{\Lambda_{EG}} + \frac{1}{\Lambda_{DG}} \quad (3.116)$$

iar din această relație deducem:

$$\Lambda''_{ad} = \frac{1}{\frac{1}{\Lambda_{ad}} + \frac{1}{\Lambda_{EG}} + \frac{1}{\Lambda_{DG}}} \quad (3.117)$$

Permeanța totală a circuitului indus, produsă de curentul de scurtcircuit brusc este :

$$\Lambda''_d = \Lambda_{\sigma} + \Lambda''_{ad} = \Lambda_{\sigma} + \frac{1}{\frac{1}{\Lambda_{ad}} + \frac{1}{\Lambda_{EG}} + \frac{1}{\Lambda_{DG}}} \quad (3.118)$$

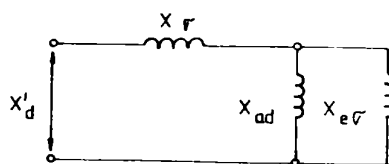
Reactanțele înfășurărilor în regimul tranzitoriu se determină ținînd seamă de faptul că fiecărei permeanțe îi corespunde o anumită inductanță și, la o frecvență dată, o anumită reactanță. (Practic, reactanțele sînt proporționale cu permeanțele respective.)

Aplicînd acest principiu în cazul determinării reactanței sincrone tranzitorie longitudinale a înfășurării statorului X'_d și luînd în considerare numai prezența înfășurării de excitație, în cazul scurtcircuitului brusc, se poate scrie :

$$x'_d = x_{\sigma} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad}} + \frac{1}{x_{EG}}} \quad (3.119)$$

În regimul staționar $x'_d = x_d$.

Schema echivalentă aferentă acestei relații este prezentată în figura 3.5.



În unități naturale :

$$X'_d = x'_d \cdot A_n \quad (3.120)$$

Fig.3.5.Schema echivalentă pentru determinarea reactanței x'_d .

3.2.14. Reactanța sincronă tranzitorie transversală a înfășurării statorului.

Această reactanță exprimată în [u.r.] se poate determina [69] cu relația :

$$x'_q = x_q \quad (3.121)$$

iar în unități naturale :

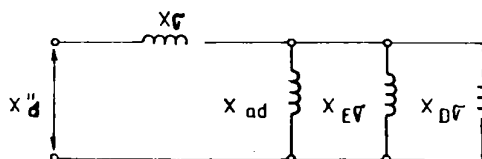
$$X'_q = x'_q A_n \quad (3.122)$$

3.2.15. Reactanța sincronă supratranzitorie longitudinală a înfășurării statorului.

Această reactanță, care determină valoarea inițială a curentului de șoc de scurtcircuit din înfășurarea statorului, se calculează, pe baza relației (3.117) prin aplicarea principiului arătat la punctul 3.2.13, astfel :

$$x''_d = x_G + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad}} + \frac{1}{x_{E\sigma}} + \frac{1}{x_{D\sigma}}} \quad (3.123)$$

Schema echivalentă aferentă acestei formule are aspectul ca în figura 3.6.



În unități naturale:

$$X''_d = x''_d A_n \quad (3.124)$$

În regimul staționar:

$$x''_d = x_d \quad (3.125)$$

Fig: 3.6. Schema echivalentă pentru determinarea reactanței x''_d

3.2.16 Reactanța sincronă supratranzitorie transversală a înfășurării statorului.

Această reactanță obținută folosind raționamentul prezentat anterior este dată de relația :

$$x''_q = x_G + \frac{1}{\frac{1}{x_{aq}} + \frac{1}{x_{Q\sigma}}} \quad (3.126)$$

Schema echivalentă aferentă acestei formule are aspectul ca în figura 3.7.

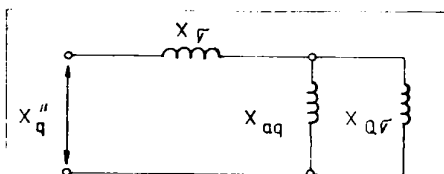


Fig.3.7.Schema echivalentă pentru determinarea reactanței x_q''

In unități naturale:

$$X_q'' = x_q'' \cdot A_n \quad (3.127)$$

3.2.17. Reactanța de dispersie "Potier".

Această reactanță calculată după [65] se obține cu relațiile :

$$x_p = 0,8 x_d' \quad (3.128)$$

$$X_p = x_p \cdot A_n \quad (3.129)$$

3.3. CALCULUL VALORILOR NESATURATE ALE CONSTANTELOR DE TIMP.

3.3.1. Constanta de timp tranzitorie longitudinală a infășurării de excitație la mers în gol T_{do}' .

Această constantă determină timpul de excitare și de magnetizare a GS la mers în gol. Altfel spus, această constantă de timp caracterizează curba de stabilire și de anulare a curentului de excitație.

Relația de calcul a acestei constante are după [65] următoarea expresie :

$$T_{do}' = \frac{x_E}{314 r_E} \quad (3.130)$$

3.3.2. Constanta de timp supratranzitorie a amortizorului longitudinal la mers în gol T_{do}'' .

Această constantă caracterizează curba de stabilire și descreștere în perioada inițială a curenților liberi din circuitul longitudinal de amortizare, atunci când circuitul statoric este deschis.

Relația de calcul a acestei constante are după [41] următoarea expresie :

$$T_{do}'' = \frac{x_D - \frac{x_{ad}^2}{x_E}}{\omega r_D} \quad (3.131)$$

3.3.3. Constanta de timp supratranzitorie a amortizorului transversal la mers in gol T_{q0}'' .

Această constantă caracterizează curba de stabilire și descreștere în perioada inițială a curenților liberi din circuitul transversal de amortizare, atunci când circuitul statoric este deschis.

Relația de calcul a acestei constante are după [65] următoarea expresie:

$$T_{q0}'' = \frac{x_Q}{314 r_Q} . \quad (3.132)$$

3.4. INFLUENȚA SATURĂȚII ASUPRA PARAMETRILOR ECHIVALENȚI AI GENERATORULUI SINCRON CU POLI APARENȚI-GRADUL DE SATURĂȚIE.

Din examinarea sistemelor de ecuații (2.32), (2.33), (2.45) și (2.46), pe baza cărora se studiază comportarea GS în diversele regimuri de funcționare, se poate constata că parametrii echivalenței folosiți intervin cu o pondere importantă în structura acestor sisteme.

Deoarece valorile nesaturate ale parametrilor echivalenței ai GS nu exprimă realitatea, întrucât acestea funcționează de obicei în sarcină nominală sau apropiată de aceasta, adică condițiile corespunzătoare unui anumit grad de saturație, este necesar să se facă o corecție a acestor valori. O astfel de corecție se poate realiza cu ajutorul coeficienților de saturație supraunitari k_{sd}^* și k_{sq}^* obținuți din raportul dintre inductanțele, respectiv fluxurile principale la funcționarea nesaturată și respectiv saturată a GS. Aceste mărimi reprezintă de fapt gradul de saturație al GS.

Prin împărțirea valorilor părților componente ale parametrilor, care sînt influențați de saturație, cum sînt reactanțele corespunzătoare fluxurilor de reacție (X_{sd} și X_{sq}) cu valorile acestor coeficienți, se obțin valorile saturate ale parametrilor respectivi.

Pentru determinarea influenței saturației asupra parametrilor echivalenței ai GS cu poli aparenti se folosește [28] caracteristica magnetică $\Phi = f(\Theta)$, în care Φ reprezintă fluxul polar iar Θ , solenația respectiv t.m.m. F_e corespunzătoare.

O astfel de caracteristică după axa longitudinală, este prezentată în figura 3.8.

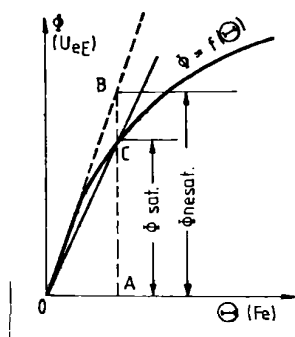


Fig. 3.8. Caracteristica de magnetizare după axa d.

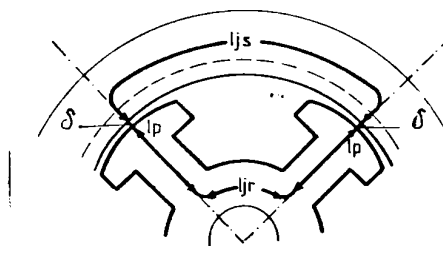


Fig. 3.9. Circuitul magnetic longitudinal al MS cu poli aparenti.

Metoda de determinare a acestei caracteristici constă în a admite un flux util în întrefier (Φ_1) și a calcula apoi t.m.m. F_e prin însumarea t.m. ale zonelor omogene (cu inducție magnetică constantă) din circuitul magnetic. Acest circuit, corespunzător unei perechi de poli este prezentat în figura 3.9 și este compus din : întrefier, dinții statorului, jugul statorului, poli rotorului, dinții rotorului, jugul rotorului și îmbinările.

Deci :

$$F_e = 2F_{\delta} + F_{z1} + F_{j1} + 2F_K + F_{z2} + F_{j2} + F_{\uparrow} . \quad (3.133)$$

T.m. parțiale se determină prin calcule, pornind de la valoarea fluxului Φ_1 amintit. (v.paragraful 3.5.1)

La MS cu poli aparenti influența saturației asupra parametrilor mașinii se manifestă diferit după cele două axe. După axa transversală, din cauza spațiului de aer mărit, această influență este mult mai mică și de aceea valorile parametrilor rămân apropiate de valorile nesaturate.

Inductanțele care corespund cîmpului magnetic după axa longitudinală sînt :

L_{11hd} - inductanța proprie principală a fazei statorice cînd axa sa coincide cu axa d;

L_{Elh} - inductanța mutuală dintre o fază statorică și înfășurarea de excitație, cînd axele sînt suprapuse.

Ambele inductanțe, ca urmare a influenței saturației, sînt micșorate față de cazul nesaturației cu atît mai mult, cu cît saturația este mai pronunțată.

Inductanța L_{11hq} , adică inductanța principală a fazei statorice, după axa q, este influențată de saturație într-o măsură mult mai mică decît inductanțele după axa d menționate.

Dacă GS este nesaturat, atunci unei t.m.m. $F_e = OA$ (fig.3.8) îi corespunde un flux polar $\Phi_{nesat} = AB$, iar dacă același GS este saturat îi corespunde un flux polar $\Phi_{sat} = AC$.

Față de cele de mai sus, se poate scrie [28], [61]:

$$\frac{(L_{11hd})_{sat}}{(L_{11hd})_{nesat}} = \frac{(L_{E1h})_{sat}}{(L_{E1h})_{nesat}} = \frac{\Phi_{sat}}{\Phi_{nesat}} = \frac{AC}{AB} = \frac{1}{k_{sd}} \quad (3.134)$$

$$k_{sd} = 1 + \frac{F_{Fe}}{F_{\delta}} = \frac{F_e}{F_{\delta}} \quad \text{și care se numește "factor"} \quad (3.135)$$

de saturație" după axa d.

După cum se constată în expresia acestui factor intră t.m. în fierul și întrefierul mașinii.

La GS, în regim normal de funcționare, termenul $\frac{1}{k_{sd}}$ variază între 0,8 și 0,88.

Aplicînd același raționament ca mai sus și în cazul inductanței după axa transversală rezultă:

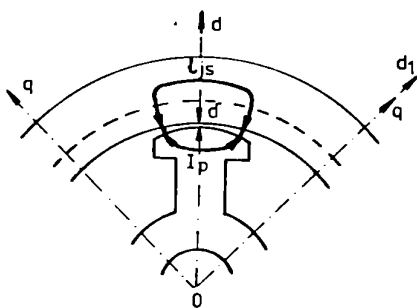


Fig.3.10.Circuitul magnetic transversal al MS cu poli aparenti

$$\frac{(L_{11hq})_{sat}}{(L_{11hq})_{nesat}} = \frac{1}{k_{sq}} \quad (3.136)$$

în care k_{sq} , respectiv factorul de saturație după axa transversală, trebuie determinat din caracteristica magnetică stabilită pentru această axă.

Determinarea acestei caracteristici este similară cu cea din cazul cîmpului magnetic longitudinal, cu diferențele impuse de traseul circuitului magnetic transversal [44], [71].

Circuitul magnetic transversal al MS cu poli aparenti, corespunzător unui pol este prezentat principial în figura 3.10. După cum se poate observa, acest circuit este compus din : întrefier, dinții statorului, jugul statorului și talpa polară.

Calculul acestui circuit constă în adoptarea unui flux (corespunzător reacției transversale a indusului) și apoi calcularea t.m.m. prin însumarea t.m. ale zonelor omogene străbătute de acesta.

Astfel :

$$F_{eq} = 2F_{\delta q} + F_{z1q} + F_{j1q} + F_{pq} + F_{z2q} . \quad (3.137)$$

Determinarea pe cale analitică a acestor t.m. parțiale, pornind de la valoarea fluxului amintit, este prezentată în paragraful 3.5.2. care urmează.

La MS cu poli aparenti, din cauza întrefierului mai mare în axa transversală,

$$k_{sd} > k_{sq} > 1 .$$

Acești factori exprimă de fapt gradul de saturație al mașinii.

În același scop, în prezentul capitol se vor determina alte mărimi, care spre deosebire de factorii de saturație arătați, vor reprezenta măsura în care este mai mare fluxul mașinii nesaturate în raport cu cel din cazul stării ei de saturație. Aceasta înseamnă că aceste mărimi vor arăta care este valoarea cu care trebuie micșorate reactanțele și constantele de timp ale mașinii nesaturate pentru a se ajunge la starea ei saturată.

Aceste mărimi vor fi numite coeficienți de saturație și vor fi notate cu k_{sd}^* și k_{sq}^* .

Pentru determinarea acestor coeficienți am adoptat ca bază metodele și relațiile de calcul prezentate în [28 , 33, 34, 44, 47, 65 și 71] .

Pentru determinarea coeficientului de saturație k_{sd}^* se pornește de la caracteristica de mers în gol trasată cu ajutorul relației de dependență $U_{eE} = f (F_{e0})$.

Pentru ridicarea caracteristicii de mers în gol este necesar să se determine valorile următoarelor mărimi :

- tensiunea pe fază la mersul în gol

$$U_0 = U_{eE} = 4,44 \cdot f \cdot W_1 \cdot k_{bl} \cdot \Phi_{10}, \quad (3.138)$$

în care Φ_{10} reprezintă fluxul inductor util la mersul în gol:

- t.m.m. a circuitului magnetic longitudinal (corespunzător unei perechi de poli) la mersul în gol F_{e0} . Componentele acesteia, respectiv t.m. ale diferitelor zone omogene ale circuitului magnetic se vor determina pe cale analitică în paragraful 3.5.1. al lucrării.

Caracteristica de mers în gol amintită este prezentată în figurile 3.11 și 3.14.a.

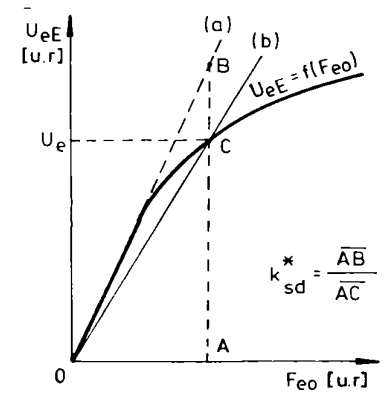


Fig. 3.11. Determinarea coeficientului de saturație k_{sd}^*

Pentru ca această caracteristică să poată fi utilizată la determinarea coeficientului de saturație după axa longitudinală este necesar ca ea să fie liniarizată. Aceasta se poate realiza prin dreapta care trece prin origine și punctul de funcționare (C) de pe caracteristică.

La determinarea coeficientului de saturație k_{sd}^* s-a admis ipoteza că este posibilă liniarizarea caracteristicii $U_{eE} = f(F_{e0})$, dacă gradul de saturație al mașinii este considerat ca fiind identic cu cel corespunzător t.e.m. rezultante \underline{U}_e .

Această t.e.m. rezultă din relația care stă la baza întocmirii diagramei fazoriale (figura 3.12), deoarece se cunosc toate elementele componente ale relației :

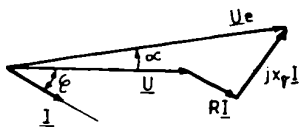


Fig. 3.12

$$\underline{U}_e = \underline{U} + R_l \underline{I} + jX_l \underline{I}, \quad (3.139)$$

Cunoscînd mărimea acestui fazor, prin fixarea lui pe axa ordonată și prin transpunerea pe caracteristica de mers în gol corespunzătoare regimului saturat (figura 3.11) se obține punctul de funcționare (C). Prin acest punct va trece dreapta (b) de linia-

lizare a caracteristicii aferente stării de saturație.

După trasarea prin puncte a caracteristicii amintite și stabilirea punctului de funcționare se procedează la determinarea coeficientului de saturație k_{sd}^* după cum urmează :

- Se prelungește porțiunea liniară a acestei caracteristici și în felul acesta se obține dreapta (a) care exprimă dependența dintre U_{eE} și F_{e0} în lipsa saturației ;

- Se duce dreapta (b) care trece prin origine și punctul de funcționare (C) obținându-se liniarizarea caracteristicii corespunzătoare regimului saturat.

Se observă că panta acestei drepte este mai mică decât panta dreptei (a), din cauza influenței saturației, al cărei grad se poate aprecia tocmai prin coeficientul de saturație k_{sd}^* .

Valoarea acestui coeficient este dată de raportul ordonatelor punctelor B și C.

$$k_{sd}^* = \frac{AB}{AC} \quad (3.140)$$

Cunoscând valoarea coeficientului k_{sd}^* se poate determina valoarea saturată a reactanței sincrone longitudinale cu următoarea relație :

$$X_{ds} = X_G + X_{ads} \quad (3.141)$$

în care valoarea saturată a reactanței de reacție longitudinală a indusului este :

$$X_{ads} = X_{ad} / k_{sd}^* \quad (3.142)$$

întrucât reactanța de dispersie a înfășurării statorului este practic independentă de gradul de saturație.

Pentru determinarea coeficientului de saturație după axa transversală k_{sq}^* se folosește caracteristica magnetică stabilită pentru această axă (figura 3.13). Relația de dependență care prezintă această caracteristică este $U_{eE} = f(F_{eq})$.

Pentru stabilirea punctului de funcționare (C) de pe caracteristica în regim saturat, în condițiile aplicării ipotezei menționate, se procedează în felul următor :

a) Se determină t.m. a înfășurării statorice corespunzătoare reacției indusului pentru o pereche de poli folosind relația:

$$F_a = \frac{m \sqrt{2}}{2} \cdot \frac{W_1 \cdot k_{b1}}{p} \cdot I_1 \quad (3.143)$$

în care I_1 este curentul pe fază.

b) Se descompune această t.m. în componentele ei după cele două axe folosind relațiile :

$$F_{ad} = F_a \sin \psi ; \quad F_{aq} = F_a \cos \psi . \quad (3.144)$$

În aceste relații ψ este unghiul dintre t.e.m. U_{eE} și curentul I , ($\psi = \vartheta_0 + \varphi$) care se determină din diagrama fazorială a GS considerat.

Valoarea componentei transversale F_{aq} astfel determinată se fixează pe axa absciselor (figura 3.13), iar în dreptul ei, la intersecția cu caracteristica magnetică rezultă punctul de funcționare (C).

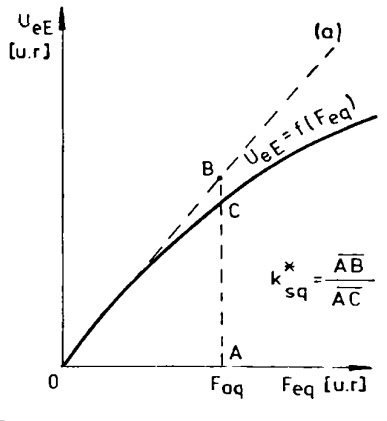


Fig. 3.13. Determinarea coeficientului de saturație k_{sq}^*

În acest caz se poate considera cu suficientă aproximație că starea de saturație a mașinii este definită de acest punct de funcționare.

După trasarea prin puncte a caracteristicii amintite și stabilirea punctului de funcționare, se procedează la determinarea coeficientului de saturație k_{sq}^* urmînd aceeași metodologie ca în cazul coeficientului de saturație după axa longitudinală.

Valoarea acestui coeficient este dată de raportul ordonatelor punctelor B și C corespunzătoare componentei transversale a t.m. de reacție a indusului, adică:

$$k_{sq}^* = \frac{AB}{AC} . \quad (3.145)$$

Cunoscînd valoarea acestui coeficient se poate determina valoarea saturată a reactanței sincrone transversale cu următoarea relație :

$$X_{qs} = X_{\sigma} + X_{aqs} , \quad (3.146)$$

în care valoarea saturată a reactanței de reacție transversală a indusului este :

$$X_{aqs} = X_{aq} / k_{sq}^* . \quad (3.147)$$

Metodele prezentate privind determinarea coeficienților de saturație k_{ad}^* și k_{aq}^* pot fi considerate ca fiind suficient de pre-

cise, cu toate ipotezele admise, cum sînt acelea referitoare la liniarizările caracteristicilor de magnetizare în ambele cazuri.

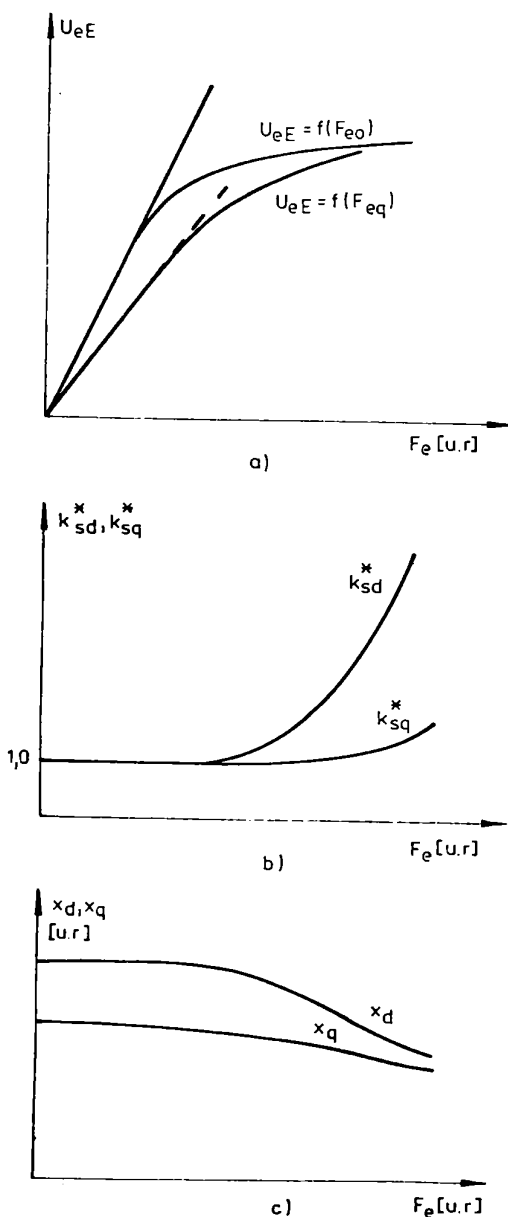


Fig. 3.14. Caracteristicile magnetice ale MS cu poli aparenti, variația coeficienților de saturație și a reactanțelor sincrone corespunzătoare circuitului magnetic longitudinal și transversal.

În figură 3.14 sînt reprezentate pe aceeași diagramă :

- a) caracteristicile magnetice după cele două axe;
- b) variația valorilor coeficienților de saturație după cele două axe;
- c) variația valorilor reactanțelor sincrone longitudinală și transversală.

Se observă că circuitul magnetic longitudinal se saturează mai repede decît cel transversal .

Valorile coeficienților de saturație astfel determinați se vor utiliza în relațiile de calcul privind determinarea valorilor saturate ale parametrilor echivalenți ce se folosesc pentru calculul stabilității tranzitorii.

Se reamintește faptul că în relațiile de calcul amintite se iau în considerare numai valorile saturate ale reactanțelor de reacție a indușului (X_{ads} și X_{aqs}), întrucît valorile reactanțelor de dispersie, practic nu sînt afectate de fenomenul de saturație.

3.5. CALCULUL VALORILOR SATURATE ALE PARAMETRILOR ECHIVALENTI AI GENERATORULUI SINCRON CU POLI APARENTI .

Din această categorie fac parte următorii parametri echivalenți : $X_{ds}, X_{qs}, X_{Es}, X_{Ds}, X_{Qs}, X'_{ds}, X'_{qs}, X''_{ds}, X''_{qs}, T'_{dos}, T''_{dos}$, și T''_{qos} .

Acest calcul constă în principiu în determinarea coeficienților de saturație k_{sd}^* și k_{sq}^* , în care scop se trasează caracteristicile de magnetizare după cele două axe (ale GS echivalent considerat) și în împărțirea termenilor corespunzători reacției inductivului din componența parametrilor, cu coeficienții de saturație determinați.

Pentru ridicarea caracteristicilor amintite trebuie să se determine în prealabil t.m.m. a circuitelor magnetice longitudinal (figura 3.9) și transversal (figura 3.10) ale GS considerat.

3.5.1. Calculul t.m.m. a circuitului magnetic longitudinal.

Pentru calculul t.m.m. este necesar să se determine în ordine succesivă următoarele mărimi, pentru care se dau și relațiile de calcul [65] :

1) Armonica fundamentală a fluxului util de excitație produs de un pol, care se calculează cu relația :

$$\Phi_{10} = \frac{1}{4,44 \cdot f \cdot W_1 \cdot k_{b1}} \cdot U_1, \quad (3.148)$$

în care U_1 este tensiunea nominală pe fază a înfășurării statorului ;

2) Fluxul magnetic real pe un pol (v.relația 3.42)

$$\Phi_o = k_f \cdot \Phi_{10}, \quad (3.149)$$

în care k_f reprezintă factorul de formă al curbei de câmp;

3) Fluxul magnetic care străbate suprafața polară (v.relația 3.41)

$$\Phi_{to} = k_t \cdot \Phi_o, \quad (3.150)$$

în care k_t reprezintă factorul de formă al tălpii polare;

4) Inducția magnetică în întrefier (vezi relația 3.40)

$$B_{\int o} = \frac{1}{S_{\int}} \cdot \Phi_{to}. \quad (3.151)$$

In această relație suprafața întrefierului ($S_{\mathcal{F}}$) se obține cu relația (3.43);

5) T.m. în întrefier, care este dată de relația (3.34) pusă sub forma :

$$F_{\mathcal{F}} = 1,6 \cdot 10^6 \cdot K_c \cdot \mathcal{F}' \cdot \frac{1}{S_{\mathcal{F}}} \cdot \Phi_{to} \quad (3.152)$$

6) Inducția magnetică în dinții statorului

$$B_{z1/30} = \frac{1}{\alpha_p \cdot S_{z1/3}} \cdot \Phi_{to} \quad (3.153)$$

în care $S_{z1/3}$ este secțiunea longitudinală a dintelui statoric. Această se calculează ținând cont de lățimea dintelui statoric la $1/3$ din înălțimea lui ;

7) Intensitatea cîmpului magnetic în dinții statorului, H_{z10} , care se alege din curba de magnetizare $B = f(H)$ a materialului din care au fost confecționate tolele folosite pentru dinții statorului;

8) T.m. în dinții statorului

$$F_{z10} = H_{z10} \cdot l_{z1} \quad (3.154)$$

în care l_{z1} este lungimea liniei de cîmp în dinții statorului;

9) Inducția magnetică în jugul statorului

$$B_{j10} = \frac{1}{2S_{j1}} \cdot \Phi_o \quad (3.155)$$

în care S_{j1} este secțiunea jugului statoric ;

10) Intensitatea cîmpului magnetic în jugul statoric H_{j10} , care rezultă din curba de magnetizare $B = f(H)$ a tolelor folosite la confecționarea jugului statoric;

11) T.m. în jugul statoric

$$F_{j10} = H_{j10} \cdot l_{j1} \quad (3.156)$$

unde l_{j1} este lungimea liniei de cîmp în jugul statoric ;

12) Total T.m. în stator :

$$F_{10} = F_{\mathcal{F}} + F_{z10} + F_{j10} \quad (3.157)$$

13) Fluxul de dispersie pe porțiunea corpului polului

$$\Phi_{\sigma K0} = 2 \cdot \lambda_{kp} \cdot L_{ki} \cdot 10^{-6} \cdot F_{10} \quad (3.158)$$

In această relație permeanța specifică a corpului polului (λ_{kp}) este exprimată astfel :

$$\lambda_{kp} = \lambda_{kb} + \lambda_{k1} + \lambda_{p1} , \quad (3.159)$$

in care permeanțele specifice ale suprafețelor frontale, a corpului polului și a tălpii polare se obțin cu ajutorul relațiilor (3.90), (3.91) și (3.92);

14) Coeficienții de dispersie ai polilor rotorului la baza lor și respectiv la nivelul tălpii polare :

$$\sigma_{ko} = 1 + 2 \cdot \lambda_{kp} \cdot L_{ki} \cdot 10^{-6} \cdot \frac{F_{10}}{\Phi_0} ; \quad (3.160)$$

$$\sigma_{po} = 1 + (\sigma_{ko} - 1) \frac{\lambda_{p1}}{\lambda_{kp}} ; \quad (3.161)$$

15) Fluxurile corespunzătoare acestor coeficienți și anume: fluxul la baza polului și respectiv la nivelul tălpii polare

$$\Phi_{ko} = \sigma_{ko} \cdot \Phi_0 ; \quad (3.162)$$

$$\Phi_{po} = \sigma_{po} \cdot \Phi_0 ; \quad (3.163)$$

16) Inducția la baza polului

$$B_{ko} = \frac{1}{S_k} \cdot \Phi_{ko} , \quad (3.164)$$

unde S_k reprezintă suprafața corpului polului și se obține cu relația

$$S_k = L_{ki} \cdot b_k ; \quad (3.165)$$

17) Inducția la nivelul tălpii polare

$$B_{po} = \frac{1}{S_k} \cdot \Phi_{po} ; \quad (3.166)$$

18) Inducția la mijlocul corpului polar

$$B_{k1/2o} = B_{po} + \frac{3}{4} (B_{ko} - B_{po}) . \quad (3.167)$$

Corespunzător acestor inducții rezultă, din curba de magnetizare a materialului folosit pentru confecționarea elementelor constructive ale rotorului, următoarele două mărimi:

19) Intensitatea medie a cîmpului magnetic în corpul po -

lului rotoric:

$$H_{Kmo} = \frac{H_{Ko} + 4 H_{K1/2o} + H_{po}}{6} ; \quad (3.168)$$

2o) T.m. în polii rotorului

$$F_{Ko} = H_{Kmo} \cdot l_K \quad (3.169)$$

Pentru a folosi această relație trebuie să se calculeze lungimea liniei de câmp în polii rotorului (l_K), cu ajutorul relației:

$$l_K = 2(h_K + \frac{h_p}{2}) - l_{z2} \text{ și} \quad (3.170)$$

$$l_{z2} = 2(h_{s2} + d_2) \quad (3.171)$$

În aceste relații l_{z2} este lungimea liniei de câmp în dinții rotorului;

21) Inducția în dinții rotorului

$$B_{z2o} = \frac{1}{S_{z2}} \cdot \Phi_o \quad (3.172)$$

în care S_{z2} este secțiunea polilor rotorului, ce se calculează cu relația :

$$S_{z2} = (b_p - 0,94 N_2 d_2) L_{pFe} ; \quad (3.173)$$

22) Intensitatea cîmpului magnetic în dinții rotorului H_{z2o} , rezultată din curba de magnetizare menționată la punctul 18;

23) T.m. în dinții rotorului

$$F_{z2o} = H_{z2o} \cdot l_{z2} ; \quad (3.174)$$

24) Inducția în jugul rotorului

$$B_{j2o} = \frac{1}{2S_{j2}} \cdot \Phi_o \quad (3.175)$$

în care secțiunea jugului rotoric se calculează cu ajutorul relației (3.176), după ce înălțimea jugului rotoric h_{j2} , s-a determinat din desenul de execuție.

$$S_{j2} = h_{j2} \cdot L_{Fe2} ; \quad (3.176)$$

25) Intensitatea cîmpului magnetic în jugul rotorului H_{j2o} , care rezultă din aceeași curbă de magnetizare;

26) T.m. în jugul rotorului

$$F_{j2o} = H_{j2o} \cdot l_{j2} \quad (3.177)$$

in care l_{j2} este lungimea liniei de cimp pentru jugul rotoric, se obține cu ajutorul relației :

$$l_{j2} = \frac{\tilde{\pi}}{2p} [D - 2(\delta + h_p + h_K)] ; \quad (3.178)$$

27) T.m. pentru îmbinarea coroană poli:

$$F_{i0} = 0,05 \cdot 10^4 \cdot B_{K0} ;$$

28) Total t.m. in rotor

$$F_{20} = F_{K0} + F_{z20} + F_{j20} + F_{i0} ; \quad (3.179)$$

$$\text{TOTAL T.m.m. } F_{e0} = F_{l0} + F_{20} . \quad (3.180)$$

Pentru obținerea valorilor acestei t.m.m. in [u.r.] se utilizează, ca mărime de bază, in raportare t.m.m. corespunzătoare tensiunii nominale pe fază la mersul in gol.

O posibilitate de verificare a corectitudinii cu care au fost determinate valorile necesare ridicării caracteristicii de mers in gol este compararea valorilor rezultate cu cele date in literatura de specialitate pentru caracteristica de mers in gol standard, prezentată in tabelul 3.1.

Tabelul 3.1.

U_{eE} u.r.	0,5	0,75	1	1,25	1,3	1,4
F_{e0} standard u.r.	0,47	0,73	1	1,6	2	2,5

3.5.2. Calculul t.m.m. corespunzătoare circuitului magnetic transversal.

Acest calcul este necesar pentru ridicarea caracteristicii magnetice după axa transversală $U_{eE} = f(F_{eq})$ in condițiile impuse de funcționarea GS la curent și factor de putere nominal.

Având in vedere forma de închidere a liniilor de cimp ale fluxului magnetic transversal [71], pentru o determinare cit mai precisă, s-a împărțit fluxul produs de reacția transversală a inductorului in patru tuburi de flux repartizate de-a lungul tălpii polare. Pentru fiecare tub de flux s-a stabilit o curbă medie a liniilor de cimp, după traseul căreia se va executa calculul circuitului magnetic transversal considerat. Aceste curbe medii no-

tate cu 1, 2, 3 și 4, sînt reprezentate în figura 3.15.

Am procedat în acest fel din cauza neuniformității densității liniilor de cîmp și a întrefierului de-a lungul tălpii polare.

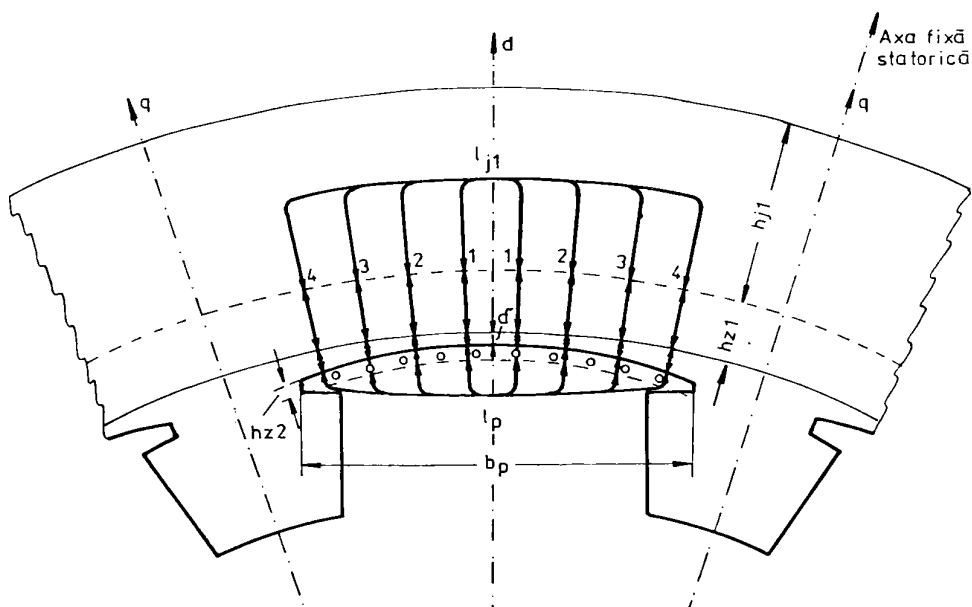


Fig.3.15. Curbele medii ale liniilor de cîmp magnetic transversal pe un pol.

Cu ajutorul acestor curbe medii se vor determina prin calcul analitic patru t.m.m. (relația 3.137) și deci patru caracteristici magnetice parțiale (curbele 1, 2, 3, 4 din figura 3.16)

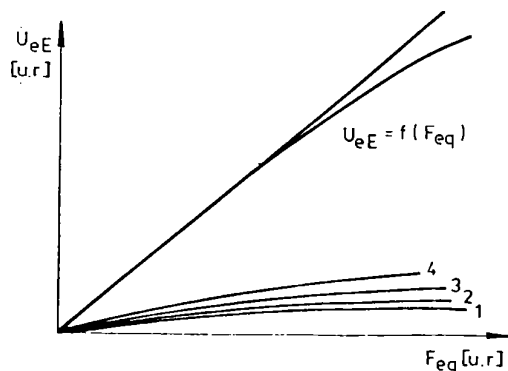


Fig. 3.16

Caracteristica magnetică după axa transversală se obține punct cu punct prin compunerea celor patru caracteristici parțiale.

Metodologia de calcul a celor patru t.m.m. parțiale este asemănătoare cu cea adoptată în cazul circuitului longitudinal, diferențele față de acesta fiind impuse de forma circuitului magnetic transversal.

Ordinea de succesiune a calculului pentru determinarea celor patru caracteristici parțiale este următoarea :

1) Se adoptă armonica fundamentală a fluxului de reacție transversală a indusului pentru o pereche de poli (Φ_{1q});

2) Fluxul care străbate suprafața polară se obține cu ajutorul relației :

$$\Phi_{tq} = (1 - \sigma_s) \Phi_{1q}, \quad (3.181)$$

în care σ_s este factorul de dispersie al înfășurării statorului, dat de relația (3.85);

3) Inducția magnetică în întrefier ($B_{\delta q}$) este dată de relația :

$$B_{\delta q} = \frac{1}{0,5 S_{\delta}} \cdot \Phi_{tq}. \quad (3.182)$$

În această relație S_{δ} este suprafața întrefierului;

4) T.m. în întrefier, obținută cu relația :

$$F_{\delta qi} = 1,6 \cdot K_c \cdot \delta_i \cdot 10^6 \cdot B_{\delta q} \cdot \text{cu} \quad (i = 1, 2, 3, 4). \quad (3.183)$$

În această relație coeficientul Carter (K_c) este dat de relația (3.36).

Valorile întrefierului, corespunzătoare celor patru tuburi de flux (v.figura 3.15) exprimate în funcție de întrefierul mașinii, sînt :

$$\delta_1 = \delta + \frac{0,5\delta}{8}; \quad \delta_2 = \delta + 3 \cdot \frac{0,5\delta}{8}; \quad \delta_3 = \delta + 5 \cdot \frac{0,5\delta}{8}; \quad \delta_4 = \delta + 7 \cdot \frac{0,5\delta}{8}; \quad (3.184)$$

5) Inducția magnetică în dinții statorului este dată de relația :

$$B_{z1/3q} = \frac{1}{\alpha_p \cdot S_{z1/3}} \cdot \Phi_{1q}; \quad (3.185)$$

6) Intensitatea cîmpului magnetic în dinții statorului (H_{z1q}) se obține din aceleași curbe de magnetizare ca și cele folosite în cazul calculului circuitului magnetic longitudinal;

7) T.m. în dinții statorului se obține cu relația :

$$F_{z1q} = H_{z1q} \cdot l_{z1}; \quad (3.186)$$

8) Inducția magnetică în jugul statorului se calculează cu ajutorul relației :

$$B_{j1q} = \frac{1}{S_{j1}} \cdot \Phi_{1q}; \quad (3.187)$$

9) Intensitatea cîmpului magnetic în jugul statorului (H_{j1q}) se obține din aceleași curbe de magnetizare ca și cele folosite în cazul calculului circuitului magnetic longitudinal;

10) T.m. în jugul statoric se obține cu relația :

$$F_{j1qi} = H_{j1q} \cdot l_{j1i}, \text{ cu } (i=1, 2, 3, 4). \quad (3.188)$$

Lungimea liniei de cîmp în jugul statoric (l_{j1i}) are în cazul celor patru curbe medii (figura 3.15), următoarele valori:

$$\begin{aligned} l_{j11} &= \frac{1}{8} b'_p + h_{j1}; & l_{j12} &= \frac{3}{8} b'_p + h_{j1}; & l_{j13} &= \frac{5}{8} b'_p + h_{j1}; \\ l_{j14} &= \frac{7}{8} b'_p + h_{j1}, \end{aligned} \quad (3.189)$$

în care:

$$b'_p = \frac{\pi}{2p} (D_{e1} - h_{j1}) \cdot \alpha'_p; \quad (3.190)$$

11) Total t.m. în stator

$$F_{1qi} = F_{\sigma qi} + F_{j1qi}, \text{ cu } (i = 1, 2, 3, 4); \quad (3.191)$$

12) Inducția magnetică la nivelul tălpii polare se obține cu relația :

$$B_{pq} = \frac{1}{0,5 S_p} \cdot \Phi_{tq}, \quad (3.192)$$

unde suprafața tălpii polare (S_p) este dată de relația:

$$S_p = L_{Ki} \cdot b_p, \quad (3.193)$$

în care L_{Ki} este lungimea ideală a corpului polului;

13) Intensitatea cîmpului magnetic la nivelul tălpii polare (H_{pq}) se obține din curbele de magnetizare folosite în cazul calculului magnetic longitudinal;

14) T.m. în polii rotorului se obține cu relația:

$$F_{pqi} = H_{pq} \cdot l_{pi}, \text{ cu } (i = 1, 2, 3, 4). \quad (3.194)$$

Lungimea liniei de cîmp în talpa polară (l_{pi}) are în cazul celor patru curbe medii (figura 3.15), următoarele valori:

$$l_{p1} = \frac{b_p}{4}; \quad l_{p2} = \frac{b_p}{2}; \quad l_{p3} = \frac{6}{8} b_p; \quad l_{p4} = b_p; \quad (3.195)$$

15) Inducția magnetică în dinții rotorului, se calculează cu relația :

$$B_{z2q} = \frac{1}{S_{z2}} \cdot \oint t_q \quad (3.196)$$

16) Intensitatea cîmpului magnetic în dinții rotorului (H_{z2q} se obține din curbele de magnetizare amintite;

17) T.m. în dinții rotorului (F_{z2q}) se obține cu relația:

$$F_{z2q} = H_{z2q} \cdot l_{z2} \quad (3.197)$$

18) Total t.m. în rotor

$$F_{2qi} = F_{pqi} + F_{z2q}, \text{ cu } (i = 1, 2, 3, 4); \quad (3.198)$$

=====

19) TOTAL T.m.m.

$$F_{eqi} = F_{lqi} + F_{2qi}, \text{ cu } (i = 1, 2, 3, 4). \quad (3.199)$$

=====

Pentru obținerea acestor t.m.m. în [u.r.] se utilizează ca măsură de bază în raportare tot t.m.m. corespunzătoare tensiunii nominale pe fază la mersul în gol.

Calculul prezentat mai sus se execută urmînd liniile de cîmp medii stabilite (figura 3.15) și va avea ca rezultat 4 caracteristici parțiale. (figura 3.16)

Caracteristica magnetică transversală $U_{eE} = f(F_{eq})$ (pentru $I = I_n$ și $\cos \varphi = \cos \varphi_n$) se obține, după cum s-a mai precizat, prin sumarea celor patru caracteristici parțiale.

3.5.3. Determinarea coeficienților de saturație k_{sd}^* și k_{sq}^*

Pe baza rezultatelor obținute în urma calculelor prezentate la paragrafele 3.5.1 și 3.5.2 (relația 3.148 + 3.198) se ridică caracteristicile magnetice pentru cele două axe și anume $U_{eE} = f(F_{e0})$ pentru axa longitudinală și $U_{eE} = f(F_{eq})$ (pentru I_n și $\cos \varphi_n$) pentru cea transversală.

Determinarea coeficientului k_{sd}^* - se face utilizînd caracteristica de mers în gol $U_{eE} = f(F_{e0})$, prezentată în figura 3.11 și aplicînd metodologia prezentată în paragraful 3.4.

Pentru stabilirea punctului de funcționare de pe caracteristică trebuie determinată în prealabil valoarea t.e.m. rezultan-

te, \underline{U}_e .

Piercînd de la expresia puterii aparente pe fază a GS, scrisă sub forma :

$$\underline{S} = \underline{U}^* \cdot \underline{I} = P - jQ, \quad (3.200)$$

pe baza figurii 3.12, în care fazorul tensiunii la bornele generatorului (\underline{U}) a fost luat ca origine de fază, rezultă următoarea expresie a fazorului curentului debitat;

$$\underline{I} = \frac{P - jQ}{U}. \quad (3.201)$$

Înlocuind expresia (3.201) în ecuația fazorială (3.139) și separînd partea reală de cea imaginară se obține :

$$\underline{U}_e = \frac{U^2 + RP + X_G Q}{U} + j \frac{X_G P - RQ}{U}. \quad (3.202)$$

Din această relație se poate obține unghiul α dintre tensiunile \underline{U}_e și \underline{U} precum și mărimea fazorului \underline{U}_e :

$$\alpha = \arctg \frac{X_G P - RQ}{U^2 + RP + X_G Q}; \quad (3.203)$$

$$\underline{U}_e = \sqrt{\left(\frac{U^2 + RP + X_G Q}{U}\right)^2 + \left(\frac{X_G P - RQ}{U}\right)^2}. \quad (3.204)$$

Mărimile din relațiile (3.200) + (3.204) se obțin în unități relative prin raportarea la mărimile de bază alese pentru tensiuni, curenți puteri și impedanțe.

Cunoscînd modulul t.e.m. rezultante și procedînd conform metodologiei prezentate în paragraful 3.4. se obține valoarea coeficientului de saturație k_{sd}^* , în funcție de U , I și P .

Cu ajutorul relațiilor (3.140) + (3.142) se determină variația valorilor acestui coeficient precum și a reactanței sincrone longitudinale a GS.

Determinarea coeficientului k_{sq}^* - se face folosind caracteristica magnetică $U_{sq} = f(F_{sq})$, corespunzătoare axei transversale, prezentată în figura 3.13 și aplicînd metodologia prezentată la paragraful 3.4.

Pentru a stabili punctul de funcționare de pe caracteristică trebuie determinată în prealabil t.m. a înfășurării statorice corespunzătoare reacției indusului pentru o pereche de poli cu relația (3.143) și apoi componenta acesteia după axa transversală (relația 3.144).

Cunoscând valoarea acestei componente și procedând conform metodologiei prezentate se obține valoarea coeficientului de saturație k_{sq}^* , în funcție de I și φ .

Cu ajutorul relațiilor (3.145) + (3.147) se determină variația valorilor acestui coeficient precum și a reactanței sincrone transversale a GS.

Caracteristicile magnetice, variația coeficienților de saturație precum și a reactanțelor sincrone, corespunzătoare circuitelor magnetice longitudinal și transversal ale generatorului sînt prezentate în figura 3.14 a, b și c.

3.5.4. Unele considerații privind valorile coeficienților de saturație.

După cum s-a mai arătat, coeficientul de saturație k_{sd}^* la GS în regim normal de funcționare variază între 1,136 și 1,25.

Intrucît elementul principal care stă la baza determinării acestui coeficient îl constituie t.m.m. F_{e0} , încadrarea acestuia în limitele arătate depinde direct de valoarea acestei t.m.m.

O acționare în direcția creșterii t.m.m. F_{e0} este eficientă dacă aceasta se îndreaptă în direcția măririi t.m. în întrefier în dinții și jugul statorului, adică a t.m. $F_{10} = F_{\sigma 0} + F_{z10} + F_{j10}$, deoarece valoarea acesteia intervine cu o pondere de c.c.a. 90% în valoarea t.m.m. F_{e0} .

Din analiza relațiilor care au condus la calculul t.m. în întrefier prin relația (3.34) pusă sub forma (3.152) rezultă că, mărirea acesteia s-ar putea realiza prin mărirea valorilor coeficientului Carter și a valorii de calcul σ' a întrefierului.

Aceste soluții însă sînt dezavantajoase, deoarece conduc la creșterea importantă a dimensiunilor generatorului. Dacă se are în vedere că metodologia modernă de proiectare conține formule și relații de calcul stabilite pe bază de optimizări și rezultate experimentale și că tendința actuală este de micșorare a întrefierului și a dimensiunilor generatorului, atunci rămîne a se acționa asupra celorlalte două componente ale t.m. F_{10} .

Expresiile acestora sînt date de relațiile (3.154) și (3.156).

Pentru a mări valoarea acestor componente se poate acționa practic și eficient în direcția măririi valorii intensității cîmpurilor magnetice în dinții și respectiv jugul statorului (H_{z10} și H_{j10}), lăsînd nemodificate lungimile liniilor de cîmp (l_{z1} și

1_{j1}) ale acestor părți constructive ale statorului GS.

În aceste condiții mărirea intensității câmpurilor magnetice este practic posibilă, numai prin folosirea de tole silicioase cu performanțe mai ridicate.

Pentru o verificare a încadrării valorii coeficientului de saturație k_{sd}^* determinat pe baza caracteristicii de mers în gol, în limitele arătate în acest capitol, se poate face și o determinare a acestuia pe baza caracteristicii de funcționare în regim nominal. În acest scop valoarea t.m.m. F_{en} se determină după aceeași metodologie (ca și în cazul regimului de mers în gol) și aplicând un factor de sarcină calculat cu relația [65]:

$$k_n = 1 + x_{\sigma} \sin \varphi_n \quad (3.205)$$

3.5.5. Calculul valorilor saturate ale reactanțelor și constantelor de timp.

Ținând seamă că reactanțele de dispersie nu sînt afectate de fenomenul de saturație, valorile saturate ale reactanțelor și constantelor de timp se determină după cum urmează:

$$x_{ads} = \frac{x_{ad}}{k_{sd}} \text{ [u.r.]}; \quad X_{ads} = \frac{X_{ad}}{k_{sd}} = x_{ads} \cdot A_n \text{ } [\Omega]; \quad (3.206)$$

$$x_{aqs} = \frac{x_{aq}}{k_{sq}}; \quad X_{aqs} = x_{aqs} \cdot A_n; \quad (3.207)$$

$$x_{ds} = x_{\sigma} + x_{ads}; \quad X_{ds} = X_{\sigma} + X_{ads}; \quad (3.208)$$

$$x_{qs} = x_{\sigma} + x_{aqs}; \quad X_{qs} = X_{\sigma} + X_{aqs}; \quad (3.209)$$

$$x_{Es} = x_{E\sigma} + x_{ads}; \quad X_{Es} = x_{Es} \cdot A_{Eb}; \quad (3.210)$$

$$x_{Ds} = x_{D\sigma} + x_{ads}; \quad X_{Ds} = x_{Ds} \cdot A_{Db}; \quad (3.211)$$

$$x_{Qs} = x_{Q\sigma} + x_{aqs}; \quad X_{Qs} = x_{Qs} \cdot A_{Qb}; \quad (3.212)$$

$$x'_{ds} = x_{\sigma} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ads}} + \frac{1}{x_{E\sigma}}}; \quad X'_{ds} = x'_{ds} \cdot A_n; \quad (3.213)$$

$$x'_{qs} = \frac{x'_{q}}{k_{sq}^*}; \quad X'_{qs} = x'_{qs} \cdot A_n; \quad (3.214)$$

$$x''_{ds} = x_{\sigma} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ds}} + \frac{1}{x_{E\sigma}} + \frac{1}{x_{D\sigma}}}; \quad X''_{ds} = x''_{ds} \cdot A_n; \quad (3.215)$$

$$x_{qs}'' = x_G + \frac{1}{\frac{1}{x_{aqs}} + \frac{1}{x_{qs}}} ; X_{qs}'' = x_{qs}'' \cdot A_n ; \quad (3.216)$$

$$T_{dos}' = \frac{x_{Es}}{\omega r_E} [s] ; \quad (3.217)$$

$$T_{dos}'' = \frac{x_{Ds} - \frac{x_{ads}^2}{x_{Es}}}{\omega r_D} ; \quad (3.218)$$

$$T_{qos}'' = \frac{x_{qs}}{\omega r_Q} . \quad (3.219)$$

3.6. PROGRAM PENTRU CALCULUL PARAMETRIILOR ECHIVALENTI AI GENERATORULUI SINCRON CU POLI APARENTI.

Pe baza algoritmilor prezentate in acest capitol am intocmit programul "PARASIN" pentru calculul parametrilor echivalenți ai GS cu poli aparenti, cu ajutorul calculatorului WANG 2200 VP din dotarea Laboratorului de calcul al Facultății de Electrotehnică din I.P.C.N.

Calculul valorilor nesaturate și saturate ale parametrilor echivalenți folosind programul amintit se desfășoară în mai multe etape principale și anume:

- Introducerea datelor tehnice și constructive ale GS urmata de determinarea unor mărimi necesare desfășurării în continuare a calculului parametrilor propuși;
- Calculul rezistențelor ohmice, bazat pe considerațiile prezentate în paragraful 3.1., folosind relațiile (3.1) + (3.31);
- Calculul valorilor nesaturate ale reactanțelor și constantelor de timp, bazat pe considerațiile expuse în paragrafele 3.2 și 3.3., utilizând relațiile (3.32) + (3.132);
- Determinarea coeficienților de saturație din caracteristicile magnetice corespunzătoare celor două axe ale generatorului echivalent, conform considerațiilor expuse în paragrafele 3.4 și 3.5. Relațiile de calcul utilizate în acest scop sînt : (3.137)+(3.204);
- Calculul valorilor saturate ale reactanțelor și constantele de timp cu relațiile (3.206)+ (3.219).

Se menționează faptul că acest program are la bază un algoritmul fundamentat pe relații de calcul obținute în urma comparării rezultatelor date de relațiile recomandate în diversele bibliografii de specialitate cu rezultatele experimentale obținute la HG de 90 MVA, precum și în urma încadrărilor în limitele indicate în literatura de specialitate.

De asemenea pe parcursul desfășurării calculelor au fost calculate și impedanțele A_{11} , A_{E2} , A_{D2} și A_{Q2} cu relațiile (3.15), (3.19), (3.25) și respectiv (3.30).

Aceste impedanțe vor fi utilizate ca mărimi de bază în raportare la transcrierea sistemului de ecuații Park în sistemul de unități "Per-unit", care va fi folosit în continuare (capitolul 5) pentru studiul comportării GS în regim permanent și tranzitoriu.

Programul elaborat are un caracter general, el servind atât pentru calculul valorilor nesaturate cât și saturate ale parametrilor GS cu poli aparenti de puteri unitare mari.

Din acest punct de vedere s-a luat în considerare metodologia de calcul pentru cele două tipuri de înfășurări statorice și anume: ondulată și buclată, executate într-un strat sau în două. Bobinele acestor înfășurări sînt dispuse în creștături statorice de forma celor folosite cu precădere în fabricația mașinilor mari, așa cum sînt de exemplu creștăturile dreptunghiulare deschise.

Pentru colivia de amortizare a rotorului au fost luate în considerare atât creștăturile rotunde cât și cele dreptunghiulare.

Avînd în vedere scopul care a stat la baza determinării parametrilor și anume precizia și corectitudinea calculelor, au fost luate în considerare influențele fenomenelor produse de curenții turbionari (efectul pelicular) și cel de saturație.

Astfel, în calculul rezistenței statorului în curent alternativ s-a aplicat rezistenței în curent continuu un coeficient de majorare a rezistenței (k_a), (ce se calculează diferit pentru cele două tipuri de înfășurări) care ține cont de efectul de refulare a curenților în barele înfășurării statorice.

De asemenea menționez faptul că, în cazul unor coeficienți, ca de exemplu k_d , k_q , k_E pentru care nu există formule analitice care să le exprime valoarea în cazul întrefierului variabil de-a lungul tălpii polare, s-au folosit familii de curbe determinate experimental și prezentate în [33], [47] și [65].

Aceste curbe au fost introduse prin puncte în memoria calculatorului și approximate prin polinoame Lagrange de către un subprogram integrat în programul principal.

La fel s-a procedat și în cazul calculului intensității cîmpului magnetic în diversele zone ale circuitului magnetic (necesară la calculul t.m.) din curbele de magnetizare $B = f(H)$ date în literatura de specialitate sau de către fabrica constructoare pentru diversele tipuri de tole folosite în construcția mașinii.

Menționez și faptul că, pentru determinarea coeficienților de

saturație conform metodologiei expuse la paragraful 3.4 s-au determinat în prealabil:

- t.m.m. necesare ridicării caracteristicilor magnetice corespunzătoare celor două axe;
- t.m. a înfășurării statorice corespunzătoare reacției indusului pentru o pereche de poli (F_a);
- unghiul de sarcină (φ_o) corespunzător factorului de putere nominal;
- componenta transversală a acestei t.m. (F_{aq});
- mărimea fazorului t.e.m. rezultante (\underline{U}_e). Aceste mărimi au fost determinate prin calcul analitic pe baza unui raționament propriu, prezentat în paragraful 3.5.

Ordinograma programului de calcul pentru determinarea parametrilor echivalenți ai GS cu poli aparenti este redată în figura 3.17.

3.7. PARTEA APLICATIVĂ I. CALCULUL PARAMETRILOR HG DIN CHE MARISELU ȘI AI REȚELEI DE LEGATURA LA SEN.

S-a ales ca parte aplicativă a prezentei lucrări, determinarea pe cale analitică și experimentală a parametrilor și constantelor de timp pentru HG de 90 MVA, cu care s-a echipat CHE Mărigelu și cu care urmează să se echipeze și alte CHE din țara noastră, precum și a rețelei de legătură la SEN.

Determinarea stabilității tranzitorii a acestor HG, pe baza rezultatelor calculelor din acest paragraf va constitui obiectul capitolului 5.

Motivul alegerii HG menționat constau în posibilitatea efectuării calculelor și încercărilor experimentale respective.

3.7.1. Date tehnice privind HG de 90 MVA tip HVS 396/215-10 [76].

- $S_n = 90$ MVA - puterea aparentă nominală unitară a HG;
- $P_n = 81$ MW - puterea activă nominală;
- $U_{ln} = 15,75$ KV - tensiunea de linie nominală;
- $U_n = 9,104$ - tensiunea pe fază nominală;
- $I_n = 3303$ A - curentul pe fază nominal;
- $\cos \varphi_n = 0,9$ - factorul de putere nominal;
- $f_n = 50$ hz - frecvența nominală;
- $n_n = 600$ rot/min - turația nominală;
- $\eta_n = 98,3176\%$ - randamentul la sarcina nominală;
- $m = 3$ - numărul fazelor statorice;
- $GD^2 = 510$ tm² - momentul de volant (exclusiv turbina);

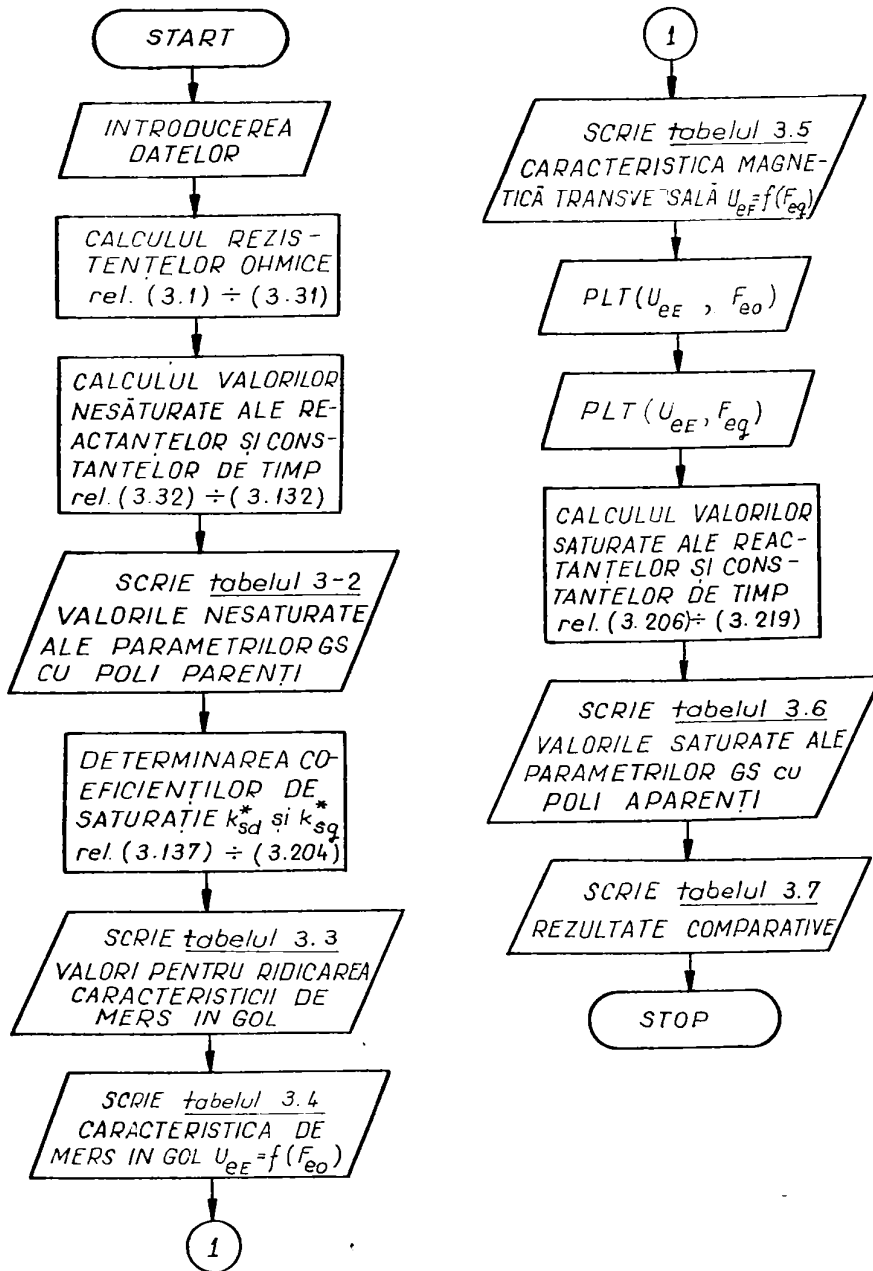


Fig.3.17. Ordinograma programului PARASIN pentru calculul parametrilor echivalenți ai GS cu poli aparenti.

$T_i = 5,59 \text{ s}$ - constanta de inerție ;
 $U_{En} = 185 \text{ v}$ - tensiunea de excitație la sarcina nominală ;
 $U_{Eo} = 72,7 \text{ v}$ - tensiunea de excitație la mersul în gol pentru mașina în stare rece ;
 $2p = 10$ - numărul polilor ;
 $A_n = 2,7562 \Omega$ - impedența nominală ;

$$A_n = U_n / I_n = U_{ln}^2 / S_n = 2,7562 \Omega .$$

3.7.2. Elemente de calcul .

Determinarea elementelor de calcul privind parametrii GS s-a realizat pe baza deseneilor de execuție a HG de 90 MVA considerat, precum și a desenului de principiu privind dimensiunile circuitului magnetic (figura 3.18)

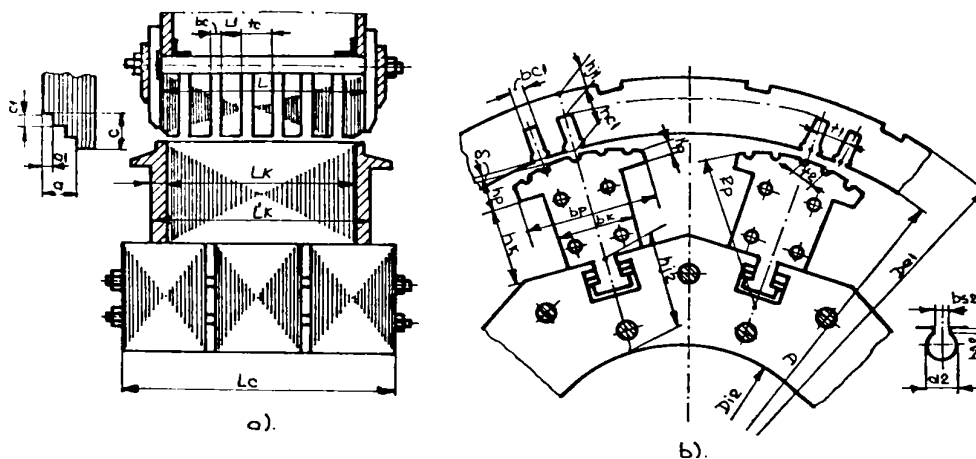


Fig.3.18. Elementele constructive ale circuitului magnetic al HG. a - secțiunea longitudinală ; b - secțiunea transversală.

$D_{e1} = 3,96 \text{ m}$ este diametrul exterior al fierului activ statoric ;
 $D = 3,050 \text{ m}$ - diametrul interior al statorului ;
 $L = 2,15 \text{ m}$ - lungimea indusului, inclusiv canalele de ventilație ;
 $L_1 = 1,838 \text{ m}$ - lungimea totală a fierului activ al statorului inclusiv izolația dintre tole ;
 $L_1 = L - n_c \cdot b_c = 2,15 - 39 \cdot 0,008 = 1,838 \text{ m}$.

- $n_c = 39$ - numărul canalelor de ventilație;
- $b_c = 0,008$ m - lățimea unui canal de ventilație;
- $t_c = 0,055$ m - distanța între două canale de ventilație (figura 3.18);
- $$t_c = \frac{L}{n_c} = \frac{2,15}{39} = 0,055 \text{ m.}$$
- $L_{Fe1} = 1,709$ m - lungimea efectivă a fierului activ statoric;
- $$L_{Fe1} = L_i \cdot K_{Fe1} = 1,838 \cdot 0,93 = 1,709 \text{ m.}$$
- $L_i = 2,136$ m - lungimea de calcul a fierului activ statoric;
- $$L_i = L - 2a + \frac{2ad}{\frac{c}{2} + \delta}$$
- Din figura 3.18 rezultă că $a=c=3a_1=0,018$ m.
Deci:
- $$L_i = 2,15 - 0,036 + \frac{0,036 \cdot 0,023}{0,009 + 0,023} = 2,136 \text{ m.}$$
- $K_{Fe1} = 0,93$ - factor de izolație privind tola de 0,5 mm lăcuită marca E 330 (din URSS) din care este confecționat statorul;
- $l_s = 0,12$ m - grosimea piesei de strângere;
- $L_K = 2,05$ m - lungimea corpului polului;
- $$L_K = L - (0,05 + 0,1) = 2,15 - 0,1 = 2,05 \text{ m.}$$
- $L'_K = 2,29$ m - lungimea rotorului;
- $$L'_K = L_K + 2l_s = 2,05 + 2 \cdot 0,12 = 2,29 \text{ m.}$$
- $L_{KFe} = 1,988$ m - lungimea efectivă a fierului corpului polului;
- $$L_{KFe} = L_K \cdot K_{Fe2} = 2,05 \cdot 0,97 = 1,9885 \text{ m.}$$
- $K_{Fe2} = 0,97$ - factorul de împachetare pentru tole OLC 35 de 1,5 mm grosime cu care a fost confecționat rotorul;
- $S_{j2} = 1,277$ m² - secțiunea circuitului magnetic în jugul rotorului, determinată după desenul de execuție (figura 3.18) și relația (3.176);
- $L_{Fe2} = 1,732$ m - lungimea jugului rotorului luată după desen;
- $l_{j2} = 0,737$ m - lungimea circuitului magnetic în jugul rotorului, relația (3.178);
- $N_1 = 180$ - numărul de creștături ale statorului;
- $$N_1 = 6 \frac{a}{Z_{n1}} W_1 = 6 \cdot \frac{2}{2} : 30 = 180.$$
- $a = 2$ - numărul cășilor paralele de curent;
- $Z_{n1} = 2$ - numărul de bare pe creștătură;

- $W_1 = 30$ - numărul de spine pe fază ;
 $S = 2$ - numărul de sectoare;
 $q = 6$ - numărul de creștături pe pol și fază;

$$q = \frac{N_1}{2.p.m} = \frac{180}{10.3} = 6 .$$

$t_1 = 0,0532$ m - pasul dintre creștăturile statorului;

$$t_1 = \frac{\pi . D}{N_1} = \frac{3,14 \cdot 3,05}{180} = 0,0532 \text{ m} .$$

$b_{z1} = 0,0324$ m - lățimea dintelui statoric la bază (minimă);

$$b_{z1} = t_1 - (b_{c1} + 0,0005) = 0,0324 \text{ m} .$$

Tipul înfășurării statorice - ondulată -(figura 3.19);

$\zeta = 18$ crest.-pasul polar în număr de creștături;

$$\zeta = \frac{N_1}{2.p} = \frac{180}{10} = 18 \text{ crest}$$

$Y = 36$ crest.-pasul înfășurării;

$$Y = \frac{N_1}{p} = \frac{180}{5} = 36 \text{ crest}$$

$Y_1 = 15$ crest.- pasul de dus al înfășurării statorice;

$$Y_1 = \frac{s}{\zeta} \cdot \frac{Y}{2} = 0,833 \cdot \frac{36}{2} = 15 \text{ crest} .$$

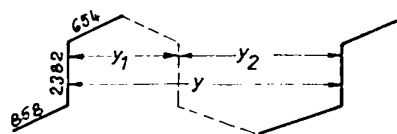


Fig.3.19.Schema înfășurării statorice.

Se precizează că, Y_1 s-a ales astfel încît $Y_1/\zeta = s/\zeta$, ca fiind situația cea mai favorabilă pentru reducerea sensibilă și simultană a efectului armonicilor de ordinul 5, 7, etc.

$Y_2 = 21$ crest. - pasul de întors al înfășurării statorice;

$$Y_2 = Y - Y_1 = 36 - 15 = 21 \text{ crest} .$$

$s = 15$ crest. - pasul scurtat al înfășurării statorice;

$k_{b1} = 0,9234$ - factorul de bobinaj al armonicii fundamentale a t.e.m. relația (3.57);

$l_{bob} = 7,738$ m - lungimea medie de calcul a unei bobine statorice;

$q_{cul} = 0,000464 \text{ m}^2$ - secțiunea efectivă a conductorului înfășurării statorice;

$c = 40$ - numărul de conductoare elementare;

$L_f = 233,64$ m - lungimea medie a unei faze statorice;

$$L_f = 2 \cdot W_1 \cdot l_{b1} = 2 \cdot 30 \cdot 3,894 = 233,64 \text{ m} .$$

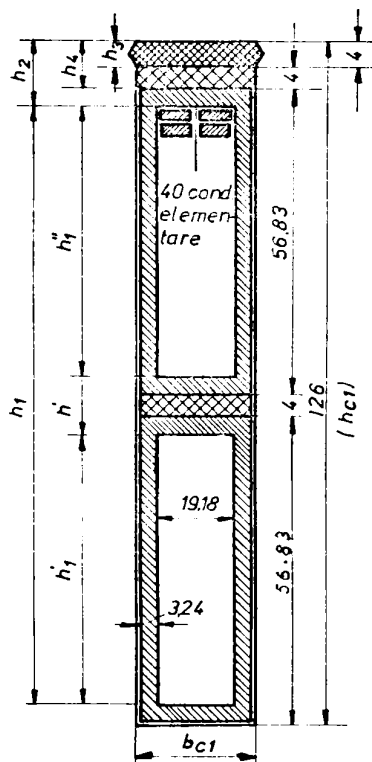


Fig. 3.20. Dimensiunile creștăturii statorice;

- $l_{b1} = 3894$ - lungimea medie a unei bare;
- $\rho_{20cu} = 0,0175 \cdot 10^{-6} [\Omega \text{ m}^2/\text{m}]$ - rezistivitatea conductorului de Cu electrolitic la temperatura de 20°C ;
- $\rho_{75cu} = 0,02169 \cdot 10^{-6} [\Omega \text{ m}^2/\text{m}]$ - idem, la temperatura de 75°C ;
- $l_f = 1,75 \text{ m}$ - lungimea capătului frontal al unui conductor al înfășurării statorice (figura 3.19) la care curburile și îmbinările sînt de $2 \cdot 0,12 \text{ m}$;
- $l_1 = 2,382 \text{ m}$ - lungimea porțiunii drepte a barei spirei înfășurării statorice (figura 3.19);

Dimensiunile creștăturii statorice sînt indicate în figura 3.20.

- $h_1 = 0,11048 \text{ m}$;
- $h_2 = 0,01124 \text{ m}$;
- $h_1 = h_1' = 0,05 \text{ m}$ - înălțimea conductorului activ;
- $b_{c1} = 0,0203 \text{ m}$ - lățimea creștăturii statorice;

- $h_{c1} = 0,126 \text{ m}$ - înălțimea creștăturii statorice;
- $b_{cul} = 0,012 \text{ m}$ - lățimea cuprului din creștătura statorică;
- $b_{cul} = n_b \cdot b = 20 \cdot 0,006 = 0,12 \text{ m}$.
- $h = 0,002 \text{ m}$ - înălțimea conductorului elementar;
- $n_b = 40$ - numărul de conductoare elementare suprapuse pe înălțimea creștăturii statorice;
- $\delta = 0,023 \text{ m}$ - întrefierul în dreptul axei polare (figura 3.21)
- $\delta_{\max} = 0,0345 \text{ m}$ - întrefierul maxim (figura 3.21);
- $\delta_{\max} = 1,5\delta = 1,5 \cdot 0,023 = 0,0345 \text{ m}$.
- $\delta' = 0,02683 \text{ m}$ - valoarea de calcul a întrefierului, relația (3.35);
- $\delta_{\circ} = 0,02537 \text{ m}$ - întrefierul în dreptul axei polare, care include și coeficientul Carter;
- $\delta_{\circ} = \delta \cdot K_c = 0,023 \cdot 1,103 = 0,02537 \text{ m}$.

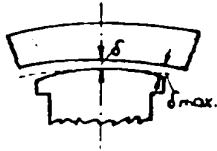


Fig. 3.21. Dimensiunile întrefierului.

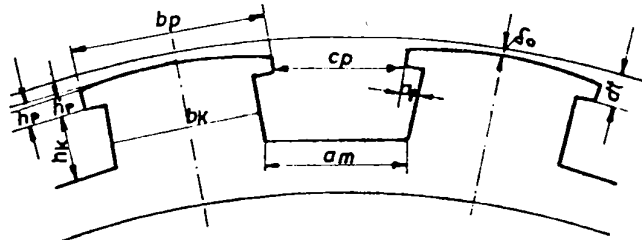


Fig. 3.22. Dimensiunile roții polare.

$\alpha_p = 0,75$ - coeficientul de acoperire polară ;

$$\alpha_p = b_p / \tau = 0,7 / 0,958 = 0,75 .$$

$\tau' = 0,958$ m - pasul polar al statorului (exprimat în m)

$$\tau' = \pi \cdot D / 2p = 3,14 \cdot 3,05 / 10 = 0,958 \text{ m} .$$

Dimensiunile roții polare sînt indicate în figura 3.22.

$D_r = 3,004$ m - diametrul rotorului;

$$D_r = D - 2\delta = 3,05 - 0,046 = 3,004 \text{ m} .$$

Dimensiunile corpului polar și ale creștăturii rotorice sînt indicate în figurile 3.23 și respectiv 3.24.

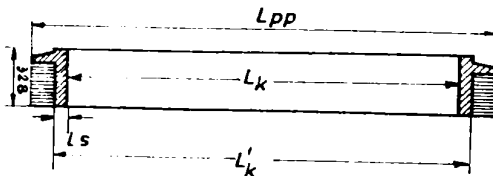


Fig. 3.23. Dimensiunile corpului polar.

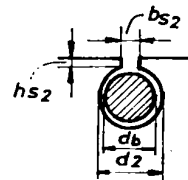


Fig. 3.24. Dimensiunile creștăturii rotorice.

$b_p = 0,7$ m - lățimea tălpii polare (figura 3.22);

$R_p = 1,186$ m - raza tălpii polare (figura 3.18);

$h_p = 0,08$ m - (figura 3.22) ;

$h_k = 0,240$ m - " ;

$b_k = 0,55$ m - " ;

$h_p = 0,035$ m - " ;

$a_m = 0,173$ m - " ;

$c_p = 0,218$ m - " ;

$dt = 0,103$ m - " ;

$a_p = 0,075$ m - " ;

$L_{ki} = 2,17$ m - lungimea ideală a corpului polului;

- $L_{Ki} = L_K + l_s = 2,05 + 0,12 = 2,17 \text{ m}$
- $S_K = 1,1935 \text{ m}^2$ - suprafața corpului polului;
- $S_K = L_{Ki} \cdot b_K = 2,17 \cdot 0,55 = 1,1935 \text{ m}^2$.
- $S_{z2} = 0,975 \text{ m}^2$ - secțiunea circuitului magnetic din polii rotorului, relația (3.173);
- $N_2 = 10$ - numărul de bare de amortizare pe pol;
- $l_{z2} = 0,0546 \text{ m}$ - lungimea liniei de câmp a polului rotorului, relația (3.171);
- $L_{pp} = 2,45 \text{ m}$ - lungimea piesei polare;
- $L_p = 2,05 \text{ m}$ - lungimea tălpii polare ($L_p = L_K$);
- $L_{pi} = 2,096 \text{ m}$ - lungimea ideală a tălpii polare;
- $L_{pi} = L_p + 2\delta = 2,05 + 2 \cdot 0,023 = 2,096 \text{ m}$.
- $L_{pFe} = 1,9885 \text{ m}$ - lungimea efectivă a tălpii polare ($L_{pFe} = L_{KFe}$);
- $q_{cuE} = 0,0003342 \text{ m}^2$ - secțiunea conductorului înfășurării de excitație;
- $W_E = 39$ - numărul total de spire al unei bobine polare;
- $L_E = 2262 \text{ m}$ - lungimea totală a înfășurării de excitație;
- $L_E = 2 \cdot p \cdot W_E \cdot l_{sE} = 2 \cdot 5 \cdot 39 \cdot 5,80 = 2262 \text{ m}$.
- $l_{sE} = 5,80 \text{ m}$ - lungimea medie a unei spire inductoare;
- $d_b = 0,022 \text{ m}$ - diametrul barei de amortizare;
- $q_b = 0,00038 \text{ m}^2$ - secțiunea barei de amortizare;
- $q_i = 0,002205 \text{ m}^2$ - secțiunea inelului de scurtcircuitare;
- $q_i = b_i \cdot h_i = 0,035 \cdot 0,063 = 0,002205 \text{ m}^2$.
- $b_i = 0,035 \text{ m}$ - grosimea inelului de scurtcircuitare;
- $h_i = 0,063 \text{ m}$ - înălțimea inelului de scurtcircuitare;
- $d_2 = 0,0223 \text{ m}$ - diametrul creștăturii rotorice (figura 3.24);
- $b_{s2} = 0,002 \text{ m}$ - deschiderea creștăturii rotorice (figura 3.24);
- $h_{s2} = 0,005 \text{ m}$ - figura 3.24;
- $l_b = 2,217 \text{ m}$ - lungimea barei de amortizare;
- $l_b = L + 0,07 \zeta' = 2,15 + 0,07 \cdot 0,958 = 2,217 \text{ m}$.
- $l_{id} = 0,122 \text{ m}$ - lungimea ideală a inelului de scurtcircuitare;
- $l_{id} = 0,2 d/p = 0,2 \cdot 3,05/5 = 0,122 \text{ m}$.
- $t_2 = 0,052 \text{ m}$ - pasul creștăturilor de amortizare;
- $\alpha_b = 9,77^\circ$ - unghiul geometric dintre două bare de amortizare vecine;
- $\alpha_b = \hat{\alpha} t_2 / \zeta' = 180 \cdot 0,052 / 0,958 = 9,77^\circ$.

3.7.3. Calculul parametrilor echivalenți pentru HG de 90 MVA.

Datele calculate în urma rulării programului întocmit și prezentat la paragraful 3.6 au fost extrase la miniimprimanta calculatorului fiind sintetizate în tabelele 3.2...3.7.

Menționez că aceste rezultate au fost obținute în condițiile funcționării HG la parametri nominali ($U_n, I_n, \cos \varphi_n$).

Tabelul 3.2.

VALORILE NEGATURATE ALE PARAMETRILOR M.S. CU POLI APARENTI			
	Notatie	Ohm	(u.p.)
Rezistențe de bază în raportare	R_{01}	2.75625	
	R_{02}	324.9707547437	
	R_{03}	8.040289124843	
Rezistențe	$R1(t)$	5.72118941E-03	2.07571498E-03
	$R2(t)$.1435143757895	4.41622434E-04
	$R3$	4.60509592E-02	5.72752527E-03
	$R4$.9217523847722	4.93938981E-03
	Notatie	Ohm	(u.p.)
Reactanțe	X_{01}	2.534650924793	.9196012425552
	X_{02}	1.432808060303	.519839659067
	$X_{\sigma 1}$.244720260366	8.87884844E-02
	$X_{\sigma 2}$	41.50350702782	.1277145909962
	$X_{\sigma 3}$	2.270247784759	.2823589736026
	$X_{\sigma 4}$	14.40707372265	7.72031125E-02
	X_d	2.77937418516	1.008389727042
	X_q	1.677531320669	.6086281435535
	X_E	340.3470168841	1.047315833551
	X_D	9.664107654469	1.201960216158
	X_G	111.4157051121	.5970427716649
	$X'd$.5538104485328	.2009289609407
	$X'q$	1.677531320669	.6086281435535
	$X''d$.4659492752792	.1690518912578
$X''q$.4299984990265	.1560085257239	
	Notatie	secunde	
Constante de timp	$T'do$	7.548778274747	
	$T''do$.2192443076322	
	$T''qo$.384753226563	

Tabelul 3.3.

VALORI PT. HIDROCARBIA CARACTERISTICII DE MERS IN GOL

T.u.n.	T E N S I U N E A UeE					
	0.5 u.n.	0.75 u.n.	1 u.n.	1.25 u.n.	1.3 u.n.	1.4 u.n.
	4546.63	6819.95	9093.26	11366.58	11811.84	12730.37
	V	V	V	V	V	V
Fd _{total}	2200.99	3304.99	4407.99	5509.99	57898.79	61708.39
F ₁₁₀	39.02	72.96	104.97	13904.91	120785.31	23480.83
F ₁₁₀	90.01	117.84	731.16	3480.63	4263.18	1201.66
F ₁₀ total	2380.00	3387.80	4500.74	7484.14	87428.11	1.00E+05
U.u.n.						
stator						
F ₁₀	203.82	612.02	1091.10	5711.25	8268.14	20980.18
F ₁₁₀	44.82	81.87	244.16	1051.13	2511.52	6970.80
F ₁₁₀	193.23	220.70	436.10	627.14	684.91	739.16
F ₁₁₀	207.12	535.74	711.35	924.75	971.64	1060.16
F ₁₀ total	919.14	1560.35	2491.13	8474.48	12541.80	37761.08
U.u.n.						
stator						
O T A L						
FeO	123085.18	34838.16	47587.58	85962.62	99880.44	1.40E+05
FeO(u.n.)	0.48	0.73	1.00	1.80	2.10	2.94
PENTRU COMPARATIE, CARACTERISTICA STANDARD ESTE: FeO(u.n.):						
	0.47	0.73	1.00	1.80	2.00	2.90

Tabelul 3.4.

Caracteristica de mers in gol UeE=f(Feo)

UeE ! V !	4546.63	6819.95	9093.26	11366.58	1.18E+04	1.27E+04
! u.n. !	0.50	0.75	1.00	1.25	1.30	1.40
FeO ! A !	123085.18	34838.16	47587.58	85962.62	99880.44	1.40E+05
! u.n. !	0.48	0.73	1.00	1.80	2.10	2.94

Tabelul 3.5.

Caracteristica magnetica transversala UeE=f(Feq)

UeE ! V !	1402.91	2104.37	2805.83	5047.04	6.15E+03	8.25E+03
! u.n. !	0.15	0.23	0.30	0.55	0.67	0.90
Feq ! A !	123793.79	34690.68	47587.58	85657.64	1.04E+05	1.42E+05
! u.n. !	0.50	0.75	1.00	1.80	2.20	3.00

Reprezentarea grafică (cu ajutorul înregistratorului în coordonate al calculatorului) a caracteristicilor magnetice menționate (tabelele 3.4 și 3.5), precum și determinarea coeficienților de saturație k_{sd}^* și k_{sq}^* este prezentată în figura 3.25.

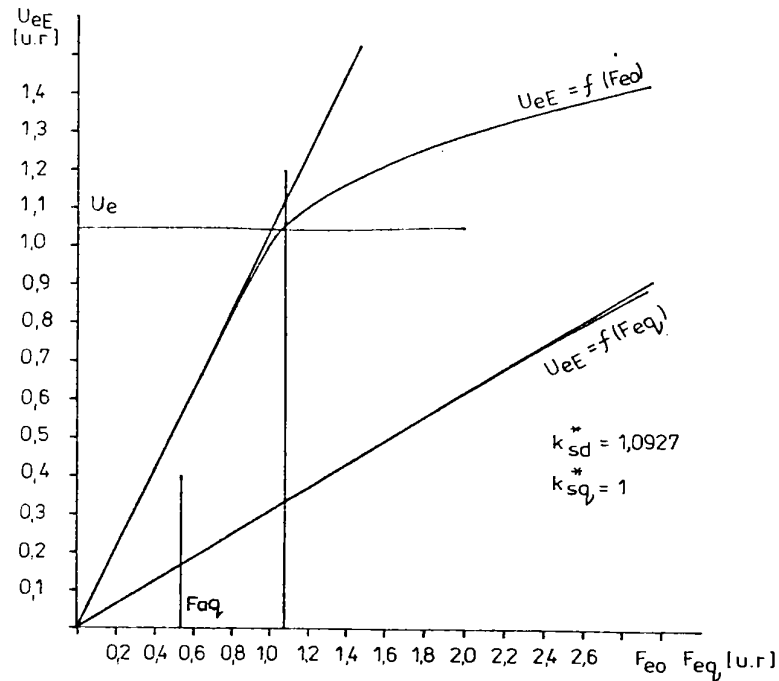


Fig.3.25. Caracteristicile magnetice și determinarea coeficienților de saturație corespunzători circuitelor magnetice longitudinal și transversal.

Coeficientul de saturație după axa longitudinală $k_{sd}^* = 1,09276$.

Coeficientul de saturație după axa transversală $k_{sq}^* = 1$.

Odată determinați cei doi coeficienți de saturație s-a trecut la calculul valorilor saturate ale reactanțelor și constantele de timp ale HG, care sînt prezentate în tabelul 3.6.

Valorile nesaturate și saturate ale principalelor reactanțe și constante de timp ale HG de 90 MVA sînt prezentate comparativ în tabelul 3.7.

Tabelul 3.6.

VALORILE SATURATE ALE PARAMETRILOR M.S. CU POZI APARENTI			
	Notatie	Ohm	(u.r.)
Reactante	X _{ds}	2.319483011398	.8415358090107
	X _{qs}	1.422808060303	.519839619067
	X _{ds}	2.564206471764	.9303243424972
	X _{qs}	1.677531320669	.6086281435535
	X _E	314.9780502744	.9692504500086
	X _D	9.036439400126	1.123894832613
	X _Q	111.4157051121	.5970427716649
	X' _{ds}	.5501530897503	.1996745903856
	X' _{qs}	1.677531320669	.6086281435535
	X'' _{ds}	.464172477261	.1684072481546
	X'' _{qs}	.4299984990255	.1560085257239

	Notatie	secunde	
Constante de timp	T' _{ds}	6.985103430614	
	T'' _{ds}	.218547785351	
	T'' _{qs}	.3847532263631	

Tabelul 3.7.

REZULTATE COMPARATIVE

Parametrul	REACTANTE			
	nesaturate		saturate	
	Ohm	u.r.	Ohm	u.r.
X _d	2.7793741	1.0083837	2.5642064	0.9303243
X _q	1.6775313	0.6086281	1.6775313	0.6086281
X' _d	0.5538104	0.2009289	0.5503510	0.1996745
X' _q	1.6775313	0.6086281	1.6775313	0.6086281
X'' _d	0.4639492	0.1690518	0.4641724	0.1684072
X'' _q	0.4299984	0.1560085	0.4299984	0.1560085

	CONSTANTE DE TIMP			
	secunde		secunde	
T' _{ds}	7.54877827		6.98510343	
T'' _{ds}	0.21924490		0.21854778	
T'' _{qs}	0.38475322		0.38475322	

Prin rularea programului in conditii de curent debitat si tensiune la borne variabile, s-au obtinut, pentru factorul de putere nominal datele necesare trasării variației coeficienților de saturatie, precum si a reactanțelor sincrone longitudinală și transver-

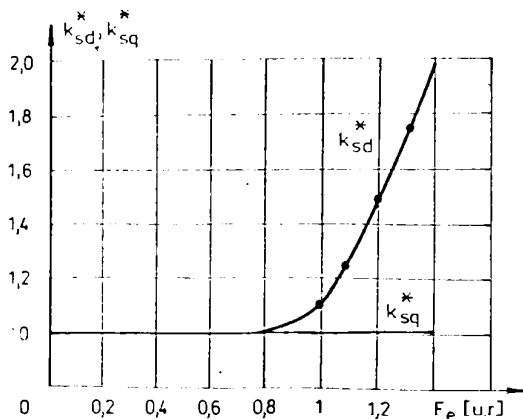


Fig. 3.26. Variatia coeficientilor de saturatie functie de t.m.m. pentru $\cos \varphi = \cos \varphi_n$.

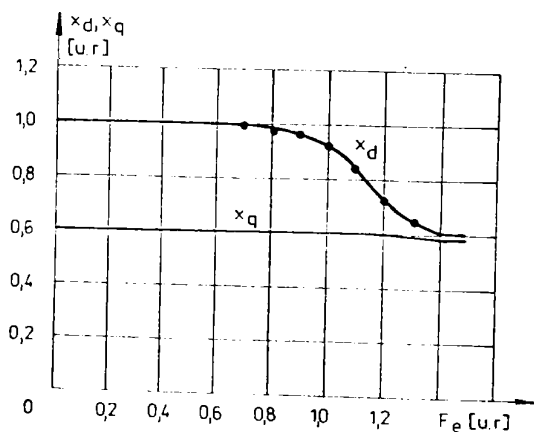


Fig. 3.27. Variatia reactantelor sincrone longitudinale si transversale functie de t.m.m. pentru $\cos \varphi = \cos \varphi_n$.

Curbele de variatie ale coeficientilor de saturatie (figura 3.26) arata ca valoarea coeficientului k_{sd}^* , respectiv gradul de saturatie, creste foarte rapid cu marimea t. m. m. F_e , in timp ce valoarea coeficientu-

sală. Variatia acestor mărimi în funcție de t.m.m. sînt prezentate în figurile 3.26 și 3.27.

Din analiza rezultatelor obținute în urma rulării pe calculator a programului PARASIN, precum și din aceea a curbelor de variație a coeficienților de saturație și a reactanțelor sincrone, după cele două axe, se desprind următoarele concluzii semnificative:

- Coeficientul de saturație $k_{sd}^* = 1,0927$ corespunzător regimului nominal de funcționare nu se încadrează în limita recomandate (paragraful 3.5.4), ceea ce înseamnă că circuitul magnetic al acestui HG are un grad de saturație relativ scăzut. Motivul principal al acestei situații constă în folosirea în circuitul magnetic statoric de tole silicioase cu performanțe scăzute;

- Coeficientul de saturație $k_{sq}^* = 1$, arată că circuitul magnetic corespunzător axei transversale, practic nu este influențat de saturație.

lui k_{sq}^* rămâne constantă.

De exemplu, o sporire a valorii t.m.m. F_0 cu 20% față de cea corespunzătoare regimului nominal de funcționare determină o creștere a coeficientului k_{sd}^* de la valoarea de 1,0927 la valoarea de 1,5, în timp ce valoarea coeficientului k_{sq}^* rămâne constantă la valoarea apropiată de unitate.

- Curbele de variație ale reactanțelor sincrone longitudinale și transversale (figura 3.27) arată că valoarea reactanței x_d scade vertiginos cu mărirea t.m.m., respectiv a gradului de saturație.

De exemplu, aceeași sporire a t.m.m. cu 20% față de cea corespunzătoare regimului nominal determină o scădere a reactanței x_d de la valoarea de 0,93 [u.r.] la valoarea de 0,72 [u.r.], în timp ce reactanța x_q se menține constantă, adică egală cu 0,6 [u.r.].

Având în vedere cele prezentate mai sus rezultă că, practic numai circuitul magnetic longitudinal este afectat de fenomenul de saturație și ca urmare numai parametrii echivalenți corespunzători acestui circuit își vor micșora valorile față de cele nesaturate.

3.7.4. Calculul parametrilor rețelei de legătură a CHE Mărișelu la SEN.

Schema principală de legătură a CHE Mărișelu la SE are aspectul din figura 3.28.

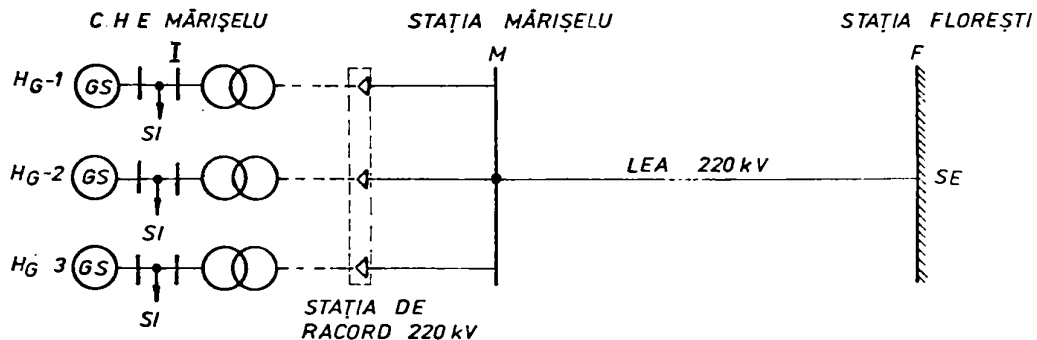


Fig. 3.28. Schema principală de legătură a CHE Mărișelu la SE.

Pentru calculul parametrilor electrici ai acestei rețele au fost luate în considerare schemele echivalente în $\tilde{\pi}$ și formulele de calcul indicate în [8], [11] și [53].

3.7.4.1. Transformatorul bloc.

Caracteristicile tehnice ale transformatorului bloc:

$S_n = 90 \text{ MVA};$
 $U_{ln1} = 15,75 \text{ KV};$
 $U_{ln2} = 242 \text{ KV} \pm 5\%;$
 $f_n = 50 \text{ Hz};$
 $\Delta P_{\text{cun}} = 390 \text{ kW};$
 $\Delta P_{\text{Fen}} = 80 \text{ kW};$

$u_{sc} = 12,5 \%;$
 $i_{no} = 0,4 \%;$
 $I_{n1} = 3299 \text{ A};$
 $I_{n2} = 215 \text{ A};$
 $Y_{od-5};$
 Tip TTU-FA.

Schema echivalentă a transformatorului bloc are aspectul din figura 3.29.

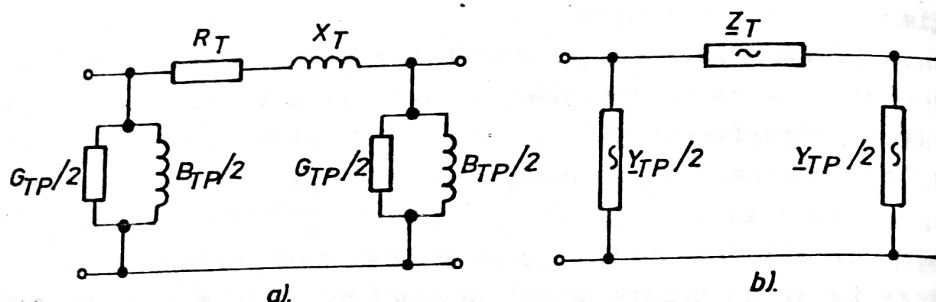


Fig. 3.29. Schema echivalentă a transformatorului bloc.

Calculul parametrilor transformatorului bloc reduși la înalta tensiune a acestuia este prezentat în tabelul 3.8.

Tabelul 3.8.

Valoarea calculată	Valoarea adoptată
- Rezistența $R_T = \frac{P_{\text{cun}} \cdot U_{n2}^2}{1000 S_n^2} = \frac{390 \cdot 242^2}{1000 \cdot 90^2} = 2,8197 \Omega / \text{fază}$	$R_T = 2,82 \Omega$
$r_T = P_{\text{cu r}} = \frac{P_{\text{cun}}}{10^3 S_n} = \frac{390}{10^3 \cdot 90} = 0,00433 \text{ u.r.}$	$r_T = 0,00433 \text{ u.r.}$
- Reactanța $X_T = \frac{u_{sc} [\%] \cdot U_n^2}{100 S_n} = \frac{12,5 \cdot 242^2}{100 \cdot 90} = 81,338 \Omega / \text{fază}$	$X_T = 81,34 \Omega$
$x_T = u_{scr} = \frac{u_{sc} [\%]}{100} = 0,125 \text{ u.r.}$	$x_T = 0,125 \text{ u.r.}$
- Conductanța longitudinală $G_T = \frac{R_T}{R_T^2 + X_T^2} = \frac{2,82}{2,82^2 + 81,34^2} = 0,42572 \cdot 10^{-3} \text{ S}$	$G_T = 0,4257 \cdot 10^{-3} \text{ S}$

Tabelul 3.8(continuare)

Valoarea calculată	Valoarea adoptată
- susceptanța inductivă longitudinală	
$B_T = \frac{X_T}{R_T^2 + X_T^2} = \frac{81,34}{2,82^2 + 81,34^2} = 0,0122793 \text{ S}$	$B_T = 12,28 \cdot 10^{-3} \text{ S}$
- Impedanța longitudinală	
$\underline{Z}_T = R_T + jX_T = 2,82 + j81,34$	$\underline{Z}_T = 2,82 + j81,34$
- Admitanța longitudinală	
$\underline{Y}_T = G_T - jB_T = 0,4257 \cdot 10^{-3} - j12,28 \cdot 10^{-3}$	$\underline{Y}_T = 0,4257 \cdot 10^{-3} - j12,28 \cdot 10^{-3}$
- Conductanța transversală	
$G_{TP} = \frac{\Delta P_{Fen}}{10^3 U_{n2}^2} = \frac{80}{10^3 \cdot 242^2} = 1,37 \cdot 10^{-6} \text{ S}$	$G_{TP} = 1,37 \cdot 10^{-6} \text{ S}$
$g_{TP} = \Delta P_{Fenr} = \frac{\Delta P_{Fen}}{10^3 S_n} = \frac{80}{10^3 \cdot 90} = 0,888 \cdot 10^{-3} \text{ u.r.}$	$g_{TP} = 0,888 \cdot 10^{-3} \text{ u.r.}$
- Susceptanța inductivă transversală	
$B_{TP} = \frac{i_o [\%] S_n}{100 U_{n2}^2} = \frac{0,4 \cdot 90}{100 \cdot 242^2} = 6,15 \cdot 10^{-6} \text{ S}$	$B_{TP} = 6,15 \cdot 10^{-6} \text{ S}$
$b_{TP} = i_{nor} = \frac{i_{no} [\%]}{100} = 0,004 \text{ u.r.}$	$b_{TP} = 0,004 \text{ u.r.}$
- Admitanța transversală	
$\underline{Y}_{TP} = G_{TP} - j B_{TP} = 1,37 \cdot 10^{-6} - j6,15 \cdot 10^{-6}$	$\underline{Y}_{TP} = 1,37 \cdot 10^{-6} - j6,15 \cdot 10^{-6}$

Pentru a calcula parametrii transformatorului bloc reduși la partea primară (de joasă tensiune), tensiunea U_{n2} se înlocuiește în toate formulele de mai sus cu tensiunea U_{n1} .

3.7.4.2. Linia electrică aeriană de 220 KV Mărigelu-Florești (M - F).

Profilul acestei LEA este de tip Y cu dispoziția conductoarelor active și de protecție în planuri orizontale.

Distanța între conductoarele active este de 7700 mm.

Linia are o lungime $L = 26,5$ Km, este simplu circuit și are un conductor pe fază.

Caracteristicile conductorului activ sînt următoarele :

Tipul	funie de $01 - Al_N$;
Secțiunea nominală	$450/75 \text{ mm}^2$;
Secțiunea reală totală	$520,5 \text{ mm}^2$;
Secțiunea de aluminiu-	$445,1 \text{ mm}^2$.

Schema echivalentă și calculul parametrilor liniei sînt prezentate în figura 3.30 și respectiv tabelul 3.9.

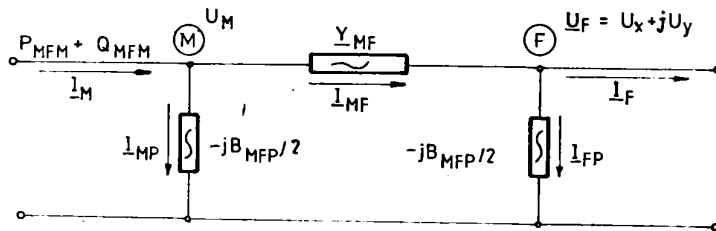


Fig.3.30. Schema echivalentă a LEA 220 KV M-F.

Tabelul 3.9.

Valoarea calculată	Valoarea adoptată
- Rezistența pe unitate de lungime a conductorului activ în condiții de exploatare [24] $R_{MFU} = \frac{32}{q_{Al \text{ real}}} = \frac{32}{445,1} = 0,07189 \Omega/\text{Km}$	$R_{MFU} = 0,07189 \Omega/\text{Km}$
- Rezistența conductorului activ al LEA M-F	

Tabelul 3.9(continuare)

Valoarea calculată	Valoarea adoptată
$R_{MF} = R_{MFU} \cdot L = 0,07189 \cdot 26,5 = 1,905085 \Omega$	$R_{MF} = 1,905 \Omega$
- Reactanța inductivă unitară a conductorului activ	
$X_{MFU} = 0,1445 \log \frac{D}{r} + 0,0157 = 0,1445 \log \frac{9,702}{0,01462} + 0,0157 = 0,423466 \Omega / \text{Km}$	$X_{MFU} = 0,4235 \Omega / \text{Km}$
($D_m = 1,26 \cdot 7,7 = 9,702 \text{ m}$; $r = 0,01462 \text{ m}$)	
- Reactanța inductivă a conductorului activ al LEA	
$X_{MF} = X_{MFU} \cdot L = 0,4235 \cdot 26,5 = 11,22275 \Omega$	$X_{MF} = 11,223 \Omega$
- Impedanța longitudinală a LEA	
$Z_{MF} = R_{MF} + jX_{MF} = 1,905 + j11,223$	$Z_{MF} = 1,905 + j11,223$
- Susceptanța capacitivă unitară	
$B_{MFPU} = \frac{7,58 \cdot 10^{-6}}{\log \frac{D_m}{r}} = \frac{7,58 \cdot 10^{-6}}{\log \frac{9,702}{0,01462}} = 2,68555 \cdot 10^{-6} \text{ S/Km}$	$B_{MFU} = 2,69 \cdot 10^{-6} \text{ S/Km}$
- Susceptanța capacitivă a LEA	
$B_{MFP} = B_{MFPU} \cdot L = 2,69 \cdot 10^{-6} \cdot 26,5 = 71,285 \cdot 10^{-6} \text{ S}$	$B_{MFP} = 71,285 \cdot 10^{-6} \text{ S}$
- Conductanța longitudinală a LEA	
$G_{MF} = \frac{R_{MF}}{R_{MF}^2 + X_{MF}^2} = \frac{1,905}{1,905^2 + 11,223^2} = 0,014723 \text{ S}$	$G_{MF} = 0,0147 \text{ S}$
- Susceptanța longitudinală a LEA	
$B_{MF} = \frac{X_{MF}}{R_{MF}^2 + X_{MF}^2} = \frac{11,223}{1,905^2 + 11,223^2} = 0,0866 \text{ S}$	$B_{MF} = 0,0866 \text{ S}$

Tabelul 3.9(continuare)

Valoarea calculată	Valoarea adoptată
- Admitanța longitudinală $\underline{Y}_{MF} = G_{MF} - jB_{MF} = 0,0147 - j0,0866$	$\underline{Y}_{MF} = 0,0147 - j0,0866$

Calculul parametrilor rețelei de legătură cu CHE Mărișelu la SEN este util pentru studiul comportării HG de 90 MVA în regim staționar și tranzitoriu.

Din analiza rezultatelor obținute în calculul parametrilor rețelei de legătură la SEN a HG din CHE Mărișelu, se desprinde concluzia că impedanțele acestei rețele (transformatorului bloc, și liniei de 220 KV) sînt relativ mari, nefiind prevăzute soluții constructive inițiale pentru scăderea acestora, cum ar fi de exemplu prevederea de linii cu conductoare fasciculare.

DETERMINAREA EXPERIMENTALA A PARAMETRIILOR
ECHIVALENTI AI GENERATORULUI SINCRON CU
POLI APARENTI

In cele ce urmează se prezintă unele metode dintre cele mai uzuale, privind determinarea experimentală a reactanțelor: X_d , X_q , X'_d , X''_d , X'_q , X''_q , precum și a constantelor de timp a înfășurărilor de excitație și de amortizare T'_{do} , respectiv T''_{do} , care se folosesc în calculul stabilității tranzitorii a GS cu poli aparenti.

Intrucît în STAS-urile 8211-77 și 9385/2-82 sînt tratate astfel de metode, am considerat să prezint următoarele metode care se folosesc curent și cu succes la determinarea parametrilor de această natură la HG de puteri unitare mari și cu ax vertical.

4.1. DETERMINAREA REACTANTELOR SI CONSTANTELOR DE TIMP.

4.1.1. Determinarea valorii nesaturate a reactanței X_d prin "metoda încercărilor în gol și de scurt-circuit trifazat" [7], [59].

Pentru determinarea experimentală a acestei reactanțe se folosesc :

- caracteristica de mers în gol $U_{eE} = U_o = f(I_E)$ sau la altă scară a absciselor, $U_{eE} = U_o = f(F_e)$, pentru $n = \text{const.}$ și $I = 0$, în care F_e este t.m.m. produsă de inductor și
- caracteristica de mers în scurtcircuit trifazat $I_{sc3} = f(I_E)$ pentru $n = \text{const.}$ și $U = 0$, în care I_{sc3} este curentul de scurt-circuit trifazat stabilizat, adică curentul din regimul permanent de scurtcircuit trifazat.

Avînd în vedere că la ridicarea caracteristicii de mers în gol se obține o ramură ascendentă și o ramură descendentă, pentru calculul diferitelor caracteristici ale GS se folosește curba medie (aceasta avînd punctul zero în originea sistemului de coordonate)

Caracteristica de mers în gol (figura 4.2), care de fapt reprezintă caracteristica de magnetizare a MS, poate fi determinată atât experimental cât și analitic (stabilirea ei pe cale analitică a fost prezentată în capitolul 3).

Caracteristica de mers în scurtcircuit este prezentată și ea în figura 4.2.

La scurtcircuit, GS funcționează cu un curent practic pur inductiv, deoarece rezistențele ohmice ale fazelor indusului sînt mult mai mici decît reactanțele respective. Ca urmare, reacția indusului este longitudinală și demagnetizantă, iar ca atare fluxul rezultat în întrefier rezultă foarte mic. Din această cauză, GS funcționează cu circuitul magnetic nesaturat, iar caracteristica de mers în scurtcircuit este o dreaptă. Aceasta este de altfel motivul principal pentru care această caracteristică este folosită pentru determinarea reactanței X_d nesat.

În acest scop este necesar să se întocmească diagrama fazorială a tensiunilor și curenților din indus la scurtcircuitul stabilizat, ținînd seamă de faptul că s-a neglijat rezistența R_1 și că în acest caz curentul I_{sc3} este defazat cu un unghi egal cu $\pi/2$ în urma t.e.m. U_{eG} , iar în mașină apare numai t.m.m. de reacție longitudinală (demagnetizantă), respectiv fluxul longitudinal Φ_{ad} , care induce o t.e.m. de reacție a indusului $U_{ead} = X_{ad} I_{sc3}$. În afară de aceasta, fluxul de scăpări Φ_G induce t.e.m. de dispersie $U_{eG} = X_G \cdot I_{sc3}$.

Diagrama fazorială întocmită pe baza acestor precizări, este reprezentată în figura 4.1.

Din examinarea acestei diagrame se vede că :

$$U_{eG} = jX_d \cdot I_{sc3} , \quad (4.1)$$

în care $X_d = X_{ad} + X_G$.

Din această relație rezultă :

$$X_d = \frac{U_{eG}}{I_{sc3}} . \quad (4.2)$$

Pentru determinarea reactanței X_d se folosește diagrama prezentată în figura 4.2, întocmită după [7].

Pentru valoarea I_{G1} a curentului de excitație, reactanța X_d nesaturată se determină cu relația:

$$X_d = \frac{U_0}{I_{sc3}} = \frac{AC}{AB} , \quad (4.3)$$

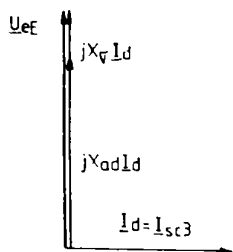


Fig.4.1. Diagrama fazorială la scurtcircuit trifazat.

ținând seamă că la funcționarea în gol $U_{eE} = U_0$,

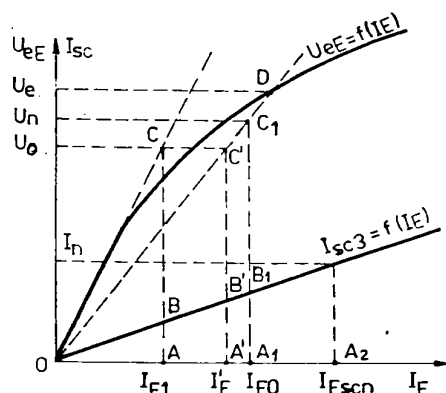


Fig.4.2. Diagrama pentru determinarea reactanței X_d

în care :

$U_0 = AC$ de pe caracteristica de mers în gol, corespunzătoare stării nesaturate a mașinii ;

$I_{sc3} = AB$, determinat de pe caracteristica de scurtcircuit pentru curentul de excitație $I_{E1} = OA$.

Se menționează faptul că, la funcționarea în gol de scurtcircuit GS este nesaturat, iar curentul $I_q = 0$.

La funcționarea în sarcină GS are o tensiune rezultantă U_0 , careia îi corespunde o stare de magnetizare caracterizată de dreapta OD.

În această situație, reactanța X_d , corespunzătoare acestei stări de magnetizare este dată de relația :

$$X_d = \frac{A' C'}{A B} \quad (4.4)$$

Reactanța sincronă longitudinală exprimată în [u.r.] este:

$$x_d = \frac{X_d}{A_n} \quad (4.5)$$

Pentru a putea face o apreciere a performanțelor unui GS se folosește [59] așa numitul "raport de scurtcircuit" (RSC), care se determină din aceeași diagramă (prezentată în fig.4.2)

Pentru aceasta, se reglează curentul de excitație la o valoare $I_E = I_{EO} = OA_1$, care corespunde tensiunii nominale. De asemenea, curentului de scurtcircuit trifazat, egal în valoare cu curentul nominal, îi corespunde de pe caracteristica de scurtcircuit un curent de excitație $I_E scn = OA_2$.

În acest caz raportul de scurtcircuit este :

$$RSC = \frac{I_{EO}}{I_{scn}} = \frac{OA_1}{OA_2} \quad (4.6)$$

Dacă GS nu este saturat, acest raport devine egal cu inversul reactanței sincrone longitudinale exprimată în [u.r.] :

$$RSC = \frac{1}{x_d} \cdot \quad (4.7)$$

Dacă în relația (4.3) curentul $I_{sc3} = I_n$, atunci se va obține valoarea saturată a reactanței X_d .

Metoda încercărilor în gol și de scurtcircuit, pe lângă faptul că permite determinarea valorii nesaturate și saturate a reactanței X_d cu o aproximație acceptabilă, are avantajul că se poate aplica cu ușurință la HG montate în CHE, cu care ocazie se pot ridica și caracteristicile de mers în gol și scurtcircuit.

4.1.2. Determinarea reactanței tranzitorii longitudinale X_d prin "metoda încercării la scurtcircuit trifazat brusc" [42], [74].

Efectuarea acestei încercări constă în principiu, în scurtcircuitarea simultană a celor trei faze ale înfășurării indusului mașinii funcționând în gol ca generator și înregistrând pe o oscilogramă variația în timp a curenților celor trei faze, după care apoi se trece la prelucrarea oscilogramei.

Încercarea se efectuează la turația nominală cu înfășurarea de excitație alimentată de la excitatoarea proprie, a cărei excitație va fi alimentată la rândul ei de la o sursă separată.

Pentru măsurarea curentului de scurtcircuit se folosesc gun-uri neinductive și transformatoare cu miezuri din bandă fără întrefieruri, deoarece componenta aperiodică a curentului de scurtcircuit brusc poate crea un magnetism remanent al miezurilor transformatoarelor de curent, care la încercările ulterioare poate produce distorsionări ale înregistrării.

Transformatoarele de curent se folosesc numai pentru determinarea componentei aperiodice a curentului de scurtcircuit și se aleg astfel, încât valoarea inițială a componentei supratranzitorii a curentului de scurtcircuit să se situeze pe partea rectilinie a caracteristicii acestuia.

Transformatoarele fără miez de fier se conectează la oscilograf prin intermediul unui amplificator integrator.

Înainte de momentul scurtcircuitării se măsoară tensiunea la bornele GS, curentul de excitație și temperatura înfășurării.

La efectuarea probelor de scurtcircuit se vor avea în vedere măsuri speciale de protecția muncii.

Pentru obținerea parametrilor corespunzător stării nesaturate a GS, încercarea de scurtcircuit brusc se efectuează la câteva valori ale tensiunii, în limitele (0,1 ... 0,4) U_n [74, p.14].

Pentru fiecare tensiune de încercare se determină parametrii și se construiește curba de variație în funcție de valorile inițiale ale curenților tranzitorii și supratranzitorii.

Valorile nesaturate ale parametrilor se determină din aceste curbe de variație, corespunzătoare curentului nominal al indusului.

Pentru obținerea parametrilor corespunzători stării saturate a GS, încercarea la scurtcircuit brusc se efectuează la tensiunea nominală la bornele mașinii respective.

Pentru determinarea parametrilor se oscilografiază curenții în toate fazele înfășurării indusului și curentul înfășurării de excitație. Această oscilografiere a procesului tranzitoriu va fi continuată pe o durată de cel puțin $T_d + 0,2$ s după scurtcircuitarea, pentru a cuprinde și valorile stabilizate.

Conform teoriei procesului scurtcircuitului brusc, componenta periodică a curentului indusului se consideră ca fiind compusă din trei părți : dintr-un curent constant stabilizat de scurtcircuit $I_{sc}(\infty)$, din curentul amortizat al regimului tranzitoriu având valoarea inițială $\Delta I_{sc}'$ și din curentul regimului supratranzitoriu, care se amortizează rapid și care are valoarea inițială $\Delta I_{sc}''$. Curbele de variație în timp a componentei aperiodice și a componentei periodice a curentului în fiecare fază a înfășurării indusului se determină din oscilogramele scurtcircuitului brusc, făcând semisuma algebrică, respectiv semidiferența algebrică a ordonatelor înfășuratelor superioare și inferioare ale curentului de scurtcircuit în fiecare fază.

Componenta periodică a curentului înfășurării indusului la scurtcircuit se determină ca medie aritmetică a componentelor periodice ale curenților din cele trei faze.

Componentele tranzitorii $\Delta I_{sc}'$ și supratranzitorii $\Delta I_{sc}''$ se obțin prin scăderea din curba variației în funcție de timp a componentei periodice a curentului înfășurării indusului, a amplitudinii curentului stabilizat de scurtcircuit $I_{sc}(\infty)$.

Rezultatul scăderii reprezintă suma $\Delta I_{sc}' + \Delta I_{sc}''$, care se stabilește grafic în coordonate semilogaritmice (figura 4.3).

Această curbă poate conține o porțiune importantă rectilinie sau poate fi constituită dintr-o linie curbă continuă.

Dacă porțiunea a doua a curbei este o dreaptă, prelungirea acestei porțiuni determină pe axa ordonatelor ($t=0$) valoarea inițială a componentei tranzitorii $\Delta I_{sc}'(0)$ a curentului de scurtcircuit.

Componenta supratranzitorie ($\Delta I_{sc}''$) a curentului de scurtcircuit se determină ca diferența dintre curba ($\Delta I_{sc}' + \Delta I_{sc}''$) și

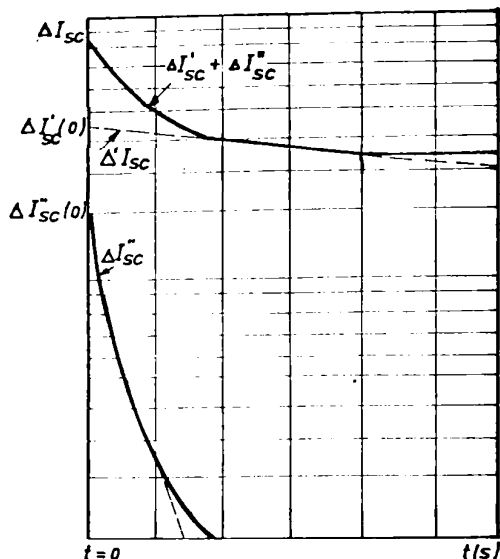


Fig.4.3. Determinarea componentelor tranzitorii $\Delta I'_{sc}$ și supratranzitorii $\Delta I''_{sc}$

dreapta care determină mărimea $\Delta I'_{sc}$. Variația în timp a componentei $\Delta I'_{sc}$ se prezintă de asemenea în coordonate semilogaritmice.

Extrapolarea acestor curbe corespunzătoare momentului apariției scurtcircuitului dă valorile inițiale ale curenților respectivi.

În [74] se prezintă o metodă grafică pentru determinarea valorii maxime posibile a componentei aperiodeice $I_{a \max}$ a curentului indusului.

Pe baza datelor obținute din încercarea la scurtcircuit brusc, se poate determina reactanța tranzitorie X'_d , folosind următoarea relație :

relație :

$$X'_d = \frac{U(0)}{\sqrt{3} [I_{sc(\infty)} + \Delta I'_{sc}(0)]} \quad (4.8)$$

în care :

$U(0)$ este tensiunea de linie la funcționarea în gol, măsurată imediat înainte de efectuarea scurtcircuitului;

$I_{sc(\infty)}$ - curentul stabilizat de scurtcircuit;

$I'_{sc}(0)$ - valoarea inițială a componentei tranzitorii a curentului de scurtcircuit.

În [u.r.] :

$$x'_d = \frac{u(0)}{i_{sc(\infty)} + \Delta i'_{sc}(0)} \quad (4.9)$$

4.1.3. Determinarea reactanței supratranzitorii longitudinale X''_d prin "metoda încercării la scurtcircuit trifazat brusc" [42], [74].

Pentru determinarea reactanței X''_d se folosesc datele obținute la încercarea la scurtcircuit brusc, care a fost prezentată în paragraful precedent.

Această reactanță se calculează cu relația :

$$X_d'' = \frac{U(0)}{\sqrt{3} [I_{sc(\infty)} + \Delta I_{sc(0)}' + \Delta I_{sc(0)}'']} , \quad (4.10)$$

în care $\Delta I_{sc}''$ este valoarea inițială a componentei supratranzitorii a curentului de scurtcircuit, iar restul mărimilor au semnificațiile date la relația (4.8).

În [u.r.] ,

$$x_d'' = \frac{u(0)}{i_{sc(\infty)} + \Delta i_{sc(0)}' + \Delta i_{sc(0)}''} . \quad (4.11)$$

Pentru obținerea valorilor nesaturate ale acestei reactanțe, încercarea la scurtcircuit brusc trebuie efectuată cu o tensiune care să nu depășească (0,25....0,33) U_n .

În ceea ce privește obținerea valorii saturate a reactanței X_d'' , încercarea la scurtcircuit brusc trebuie efectuată la o tensiune de cel puțin 0,7 U_n .

La încercarea în scurtcircuit brusc trebuie avut în vedere faptul că, curentul de excitație care se stabilizează la sfârșitul procesului poate diferi mult de valoarea curentului din momentul scurtcircuitului, în sensul micșorării lui. Din această cauză trebuie adoptată valoarea stabilizată a curentului de scurtcircuit (I_{sc}), care corespunde curentului de excitație inițial pe caracteristica de scurtcircuit și nu valoarea care se stabilizează la sfârșitul încercării.

Determinarea reactanțelor X_d' și X_d'' prin "metoda încercării scurtcircuit brusc" prezintă avantajul obținerii cu suficientă precizie, în cadrul aceleiași încercări, a valorilor nesaturate și saturate ale ambelor reactanțe. Din această cauză metoda este recomandată de STAS-ul 8211-77 cu toate că prezintă o serie de dificultăți de realizare. În primul rând, trebuie ca aparatele și dispozitivele care intervin în schema de montaj să fie bine alese din punct de vedere al preciziei și caracteristicilor lor, iar personalul de execuție să fie competent, bine instruit din punct de vedere al protecției muncii, și bine inițiat în ceea ce privește efectuarea încercării și mai ales prelucrarea oscilogramelor realizate în tot timpul procesului de încercare.

Datorită acestor dificultăți, această metodă se pretează mai mult pentru încercarea mașinilor pe platforma de încercare a uzinei producătoare.

4.1.4. Determinarea valorilor nesaturate ale reactanțelor supratranzitorii X_d'' și X_q'' prin "metoda rotorului imobil" [33], [74].

Aplicarea metodei rotorului imobil se bazează [42] pe faptul că, distribuția fluxurilor de dispersie ale indusului și inductorului la scurtcircuit brusc și la această încercare, este identică.

Această metodă constă în principiu în alimentarea succesivă a cîte două faze ale înfășurării indusului de la o sursă de c.a. de frecvență egală cu cea nominală, cu tensiunea mai mare de $0,15 U_n$, rotorul fiind calat și cu înfășurarea de excitație scurtcircuitată.

Schema electrică de principiu a acestei încercări este prezentată în figura 4.4.

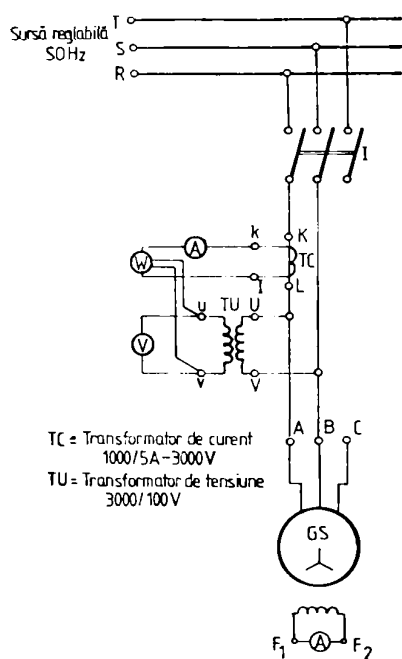


Fig.4.4. Schema electrică de principiu pentru determinarea reactanțelor X_d'' și X_q''

înfășurării statorului".

Poziția ce corespunde axei longitudinale se determină prin rotirea lentă a rotorului pînă cînd curentul din înfășurarea de excitație are valoarea maximă.

Dacă tensiunea aplicată este menținută constantă, valoarea maximă a curentului din înfășurarea inductoare corespunde poziției pentru determinarea reactanței X_d'' , iar valoarea minimă a acestuia, corespunde poziției pentru determinarea reactanței X_q'' . Interacțiunea înfășurărilor indusului și inductorului se modifică în funcție de poziția relativă a indusului și inductorului.

Această interacțiune devine maximă atunci cînd axa longitudinală a inductorului coincide cu axa rezultantă a acelei perechi de faze a indusului, la care se face alimentarea. În acest caz [42], reacțiunea GS, față de curentul de alimentare, primește o valoare care reprezintă "reactanța sincronă supratranzitorie longitudinală X_d'' a

În caz contrar, adică atunci când axa transversală a inductorului coincide cu axa rezultantă a perechii de faze a indusului la care se face alimentarea, interacțiunea mutuală a înfășurătorilor devine minimă și ca urmare reactanța GS primește o valoare care reprezintă "reactanța sincronă supratranzitorie transversală X_Q a înfășurării statorului".

Poziția ce corespunde axei transversale se determină prin rotirea lentă a rotorului, pînă când curentul din înfășurarea de excitație are valoare minimă.

Dacă încercarea nu se poate efectua la curentul nominal sau tensiunea nominală, pentru determinarea parametrului corespunzător stării nesaturate sau saturate a GS, atunci [74] se fac cîteva încercări la valori ale tensiunii de alimentare de $(0,2...0,7)U_N$. Cu datele obținute se trasează curba de variație a parametrului respectiv funcție de tensiunea de alimentare sau de curentul din înfășurarea indusului și pe urmă se extrapolează pînă la valorile nominale.

La GS cu creștături deschise sau semideschise pentru înfășurarea indusului, cu creștături închise pentru înfășurarea de amortizare, tensiunea de alimentare trebuie să fie mai mare de $0,2 U_N$.

Poziția relativă a celor două axe ale înfășurătorilor se realizează prin rotiri succesive ale rotorului cu unghiuri α foarte mici și pentru fiecare din aceste poziții se măsoară: tensiunea U aplicată fiecărei perechi de borne, curentul I în fazele alimentate, puterea absorbită P , și frecvența sursei de alimentare.

Încercarea pornește de la așezarea în prealabil a rotorului într-una din pozițiile găsite de maxim sau minim a curentului din inductor, apoi se rotește la cealaltă poziție. Pentru fiecare dintre aceste poziții se efectuează o serie de măsurători, modificînd tensiunea aplicată în limite cît mai largi posibile.

Reactanțele corespunzătoare fiecărei citiri se calculează cu formula generală :

$$X'' = \sqrt{Z''^2 - R''^2} \quad , \quad (4.12)$$

în care impedanța și respectiv rezistența circuitului alimentat sînt :

$$Z'' = \frac{U}{2 I} \quad ; \quad R'' = \frac{P}{2 I^2} \quad . \quad (4.13)$$

Făcînd înlocuirile necesare în relația (4.12) se obține:

$$X'' = \frac{\sqrt{U^2 - \frac{P^2}{I^2}}}{2I} \quad (4.14)$$

După cum am mai menționat, valorile măsurate în cazul $I_E \max$ conduc la determinarea reactanței X_d'' , iar pentru $I_E \min$, la determinarea reactanței X_q'' .

Inercarea descrisă are dezavantajul că prezintă dificultăți în ceea ce privește rotirea rotorului GS la unghiuri α mici, care sînt greu de învins atunci cînd incercarea se efectuează la HG mari cu ax vertical, în care caz sînt necesare utilaje și dispozitive speciale.

Mai trebuie menționat și faptul că, la GS cu amortizare puternică, curentul de alimentare trebuie adus numai pînă la valoarea maximă admisă de (0,2...0,25) I_n , pentru a se putea evita pericolul de supraîncălzire a înfășurărilor de amortizare.

Dacă din anumite motive nu este posibilă rotirea rotorului la unghiuri α mici, atunci se aplică metoda propusă de L. Manikonianț care constă în blocarea acestuia pentru o poziție arbitrară, și care se bazează [42] pe presupunerea că, abaterea ΔX a reactanței X'' față de valoarea medie X_m în funcție de unghiul de rotire α dintre axele inductorului și indusului se supune unei legi sinusoidale.

$$X'' = X_m - \Delta X \cos 2\alpha \quad (4.15)$$

în care :

$$X_m = \frac{X_{AB} + X_{BC} + X_{CA}}{3} \quad (4.16)$$

unde X_{AB} , X_{BC} , X_{CA} reprezintă valorile lui X'' , calculate cu relația (4.14), pentru una și aceeași valoare a tensiunii aplicate;

$$|\Delta X| = \frac{2}{3} \sqrt{X_{AB}(X_{AB} - X_{BC}) + X_{BC}(X_{BC} - X_{CA}) + X_{CA}(X_{CA} - X_{AB})} \quad [\Omega] \quad (4.17)$$

Metoda aplicată în aceste condiții constă în faptul că, fiecare pereche de faze ale înfășurării indusului este alimentată succesiv, urmînd ca după efectuarea acestor operații să se determine pentru fiecare pereche de faze valoarea reactanței X'' , așa după cum s-a arătat mai sus.

Conform acestei metode, parametrii căutați se determină cu următoarele relații :

$$X_d'' = X_m - \Delta X \quad ; \quad (4.18)$$

$$X_q'' = X_m + \Delta X \quad . \quad (4.19)$$

Referitor la aceste ecuații trebuie avut în vedere că semnele mărimii ΔX nu sînt definitive și în consecință ele trebuie determinate. O astfel de determinare se face în felul următor:

- dacă la reactanța cea mai mare, măsurată între una din perechile de borne ale înfășurării indusului, corespunde valoarea maximă dintre cele trei valori măsurate ale curentului din înfășurarea de excitație, se ia semnul plus;

- dacă însă la reactanța cea mai mare, măsurată în aceleași condiții, corespunde valoarea minimă dintre cele trei valori măsurate ale curentului din înfășurarea de excitație, se ia semnul minus.

Metoda prezentată este suficient de precisă și se poate aplica cu ușurință la HG cu ax vertical montate în CHE, indiferent de puterea lor unitară.

4.1.5. Determinarea reactanțelor X_d , X_d' și X_d'' , precum și a constantelor de timp T_{d0}' și T_{d0}'' , prin "metoda restabilirii tensiunii la deconectarea scurtcircuitului".

Această metodă se aplică atunci cînd încercarea în scurtcircuit brusc nu se poate efectua din anumite motive obiective.

În principiu, această metodă constă în întreruperea scurtcircuitului, simetric trifazat prin declanșarea intreruptorului I și oscilografiera restabilirii uneia din tensiunile dintre fazele GS.

Schema electrică de principiu [39] pentru aplicarea acestei metode este prezentată în figura 4.5.

În cazul cînd încercarea se efectuează pe platforma de încercare din fabrică, scurtcircuitul se realizează cu dispozitive speciale de scurtcircuitare, iar în cazul HG montat în CHE, scurtcircuitul se realizează cu ajutorul intreruptorului din circuitul indusului. În cazul grupurilor generator-transformator bloc scurtcircuitul se realizează pe partea de înaltă tensiune a transformatorului bloc la bornele intreruptorului spre separatorul de bare, așa după cum se vede în schema electrică din figura 4.5.

În acest din urmă caz trebuie avut grijă ca înainte începerii încercării, separatorul respectiv să se găsească în poziția "deschis" și totodată să se măsoare tensiunea U_{q0} la bornele GS. De asemenea este necesar ca tensiunea inițială de la bornele GS, să se știe din valorile măsurate în timpul încercării.

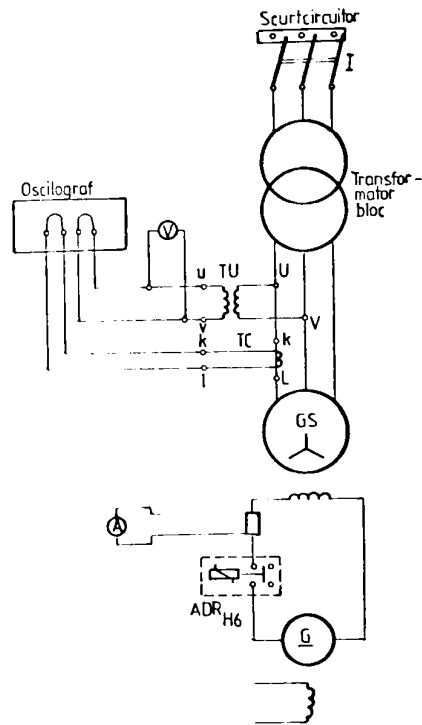


Fig.4.5.Schema electrică de principiu privind metoda restabilirii tensiunii la deconectarea scurtcircuitului.

după deconectarea scurtcircuitului, precum și pentru determinarea valorilor parametrilor indicați, acestea variază de la o bibliografie la alta.

În cele ce urmează se vor prezenta următoarele trei cazuri de această natură.

a) După bibliografia [74].

În acest caz se folosește schema prezentată și se aplică metodologia arătată, oscilografându-se curentul pe fază și restabilirea uneia din tensiunile de linie, respectiv variația în timp a acesteia și apoi se trasează pe o diagramă semilogaritmică curba înfășurătoare a tensiunii de fază corespunzătoare.

Diferența dintre tensiunea stabilizată $U_{(\infty)}$ și tensiunea determinată de înfășurătoarea tensiunii de restabilire U , se trasează în

Pentru aplicarea acestei metode, se aduce mai întâi GS la turația nominală în regim de scurtcircuit trifazat simetric permanent, iar curentul de excitație se fixează astfel, încât să-i corespundă porțiunea liniară a caracteristicii de mers în gol a tensiunii $U_{eG} \leq 0,7 U_n$.

În această situație valorile determinate pentru cei cinci parametri corespund stării nesaturate a GS.

Înteruperea scurtcircuitului se face simultan pe cele trei faze.

În timpul încercării se oscilografiază curentul de fază și restabilirea uneia din tensiunile de linie.

În ceea ce privește modelul matematic folosit pentru determinarea variației în timp a tensiunii de linie, respectiv curba înfășurătoare a tensiunii de fază corespunzătoare acestora

coordonate semilogaritmice și se extrapolează pînă la momentul deconectării scurtcircuitului. Prin extrapolarea porțiunii liniare a curbei se obține pe axa ordonatelor valoarea inițială a componentei tranzitorii $\Delta U'_{(0)}$ așa după cum se vede în figura 4.6.

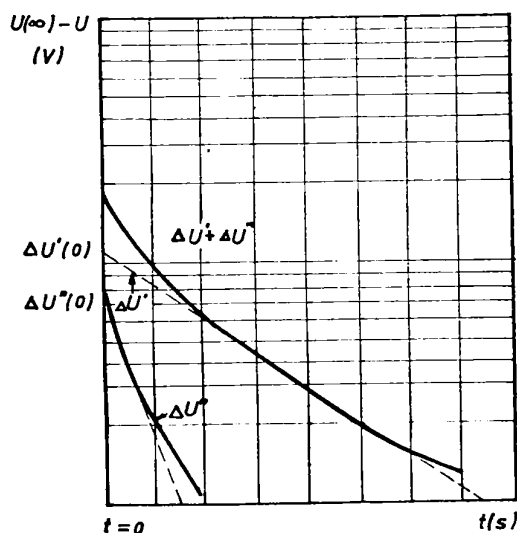


Fig.4.6. Determinarea valorii inițiale a componentei tranzitorii a tensiunii $\Delta U'$

$\Delta U''_{(0)}$ - valoarea inițială a componentei supratranzitorii a tensiunii de linie;

I_{sc} - curentul de scurtcircuit pe fază măsurat înainte de deconectarea scurtcircuitului.

Constanta de timp tranzitorie longitudinală a infășurării de excitație, T'_{do} , reprezintă timpul după care componenta tranzitorie a tensiunii $\Delta U'$ (figura 4.6) scade pînă la valoarea de $1/e \approx 0,368$ din valoarea sa inițială $\Delta U'_{(0)}$.

Constanta de timp supratranzitorie longitudinală a infășurării de amortizare T''_{do} , reprezintă timpul după care componenta supratranzitorie a tensiunii $\Delta U''$, scade pînă la valoarea de $1/e \approx 0,368$ din valoarea sa inițială $\Delta U''_{(0)}$.

Pentru determinarea reactanțelor X'_d și X''_d în unități naturale și relative se folosesc următoarele relații:

$$X'_d = \frac{U_{(\infty)} - \Delta U'_{(0)}}{\sqrt{3} I_{sc}}; \quad (4.20)$$

$$x'_d = \frac{u_{(\infty)} - \Delta u'_{(0)}}{i_{sc}}; \quad (4.21)$$

$$X''_d = \frac{U_{(\infty)} - [\Delta U'_{(0)} + \Delta U''_{(0)}]}{\sqrt{3} I_{sc}}; \quad (4.22)$$

$$x''_d = \frac{u_{(\infty)} - [\Delta u'_{(0)} + \Delta u''_{(0)}]}{i_{sc}}. \quad (4.23)$$

În aceste relații :

$U_{(\infty)}$ este tensiunea de linie stabilizată după încercare;

$\Delta U'_{(0)}$ - valoarea inițială a componentei tranzitorii a tensiunii de linie;

Cu această metodă nu se determină reactanța X_d , ci numai valorile nesaturate ale reactanțelor X'_d și X''_d .

Metoda prezentată se pretează în special pentru încercarea la locul de montaj, mai ales când este dificil de realizat scurtcircuitul brusc.

Se menționează și faptul că, curentul de scurtcircuit ce trebuie întrerupt se alege astfel, încît tensiunea stabilizată $U(\infty)$ să reprezinte maximum $0,7 U_n$.

b) După bibliografia [33].

În acest caz se folosește de asemenea schema electrică prezentată în figura 4.5 și se aplică aceeași metodologie de efectuare a încercării.

Curba înfășurătoare a tensiunii de fază corespunzătoare variației în timp a tensiunii de linie ce a fost oscilografiată în urma deconectării scurtcircuitului are aspectul ca în figura 4.7.

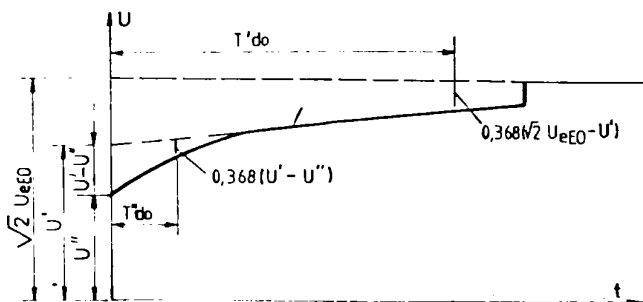


Fig.4.7. Diagrama înfășurătoare a tensiunii de fază.

Această curbă poate fi determinată și analitic, cu ajutorul următoarei formule exprimată în mărimi maxime de fază, adică:

$$U = \sqrt{2} U_{eE0} + (U' - \sqrt{2} U_{eE0}) e^{-\frac{t}{T'_{do}}} + (U'' - U') e^{-\frac{t}{T''_{do}}}, \quad (4.24)$$

în care :

$$U_{eE0} = X_d I_{sc}; \quad U' = X'_d I_{sc} \sqrt{2} \quad \text{și} \quad U'' = X''_d I_{sc} \sqrt{2}. \quad (4.25)$$

În relațiile (4.25) I_{sc} este curentul efectiv de scurtcircuit staționar dinaintea deconectării scurtcircuitului.

După cum se vede în această figură, tensiunea tranzitorie U' se obține extrapolând porțiunea liniară a curbei $U=f(t)$. Intrucît

oscilograma dă înfășurătoarea amplitudinilor tensiunilor de linie, iar în diagramă se consideră tensiuni maxime de fază, este necesar ca la extrapolare să se țină cont de acest lucru. Tensiunea supratranzitorie U'' este ordonată la origine a curbei $U=f(t)$.

Deducând din această diagramă valorile tensiunilor U_{eE0} , U' și U'' și ținând seamă de valorile măsurate ale curentului I_{sc} , se poate scrie:

$$X_d = \frac{U_{eE0}}{I_{sc}} ; X'_d = \frac{U'}{\sqrt{2} I_{sc}} ; X''_d = \frac{U''}{\sqrt{2} I_{sc}} . \quad (4.26)$$

După cum se constată, de astă dată se determină și valoarea reactanței X_d .

Constanta de timp T_{d0} măsurată pe diagramă, reprezintă timpul după care diferența de tensiuni $\sqrt{2} U_{eE0} - U'$ socotită la $t = 0$ se reduce la valoarea $1/e = 0,368$ din valoarea inițială.

Constanta de timp T''_{d0} măsurată pe aceeași diagramă reprezintă timpul în care diferența $U' - U''$ socotită la $t=0$ se reduce la rîndul său la $0,368$ din valoarea sa inițială.

c) După bibliografia [38].

Pentru aplicarea acestei metode se folosește aceeași schemă și metodologie, iar variația în timp a tensiunii de linie de la bornele GS reprezentată prin curba înfășurătoarei tensiunii pe fază ce a fost oscilografiată în urma deconectării scurtcircuitului, se determină cu ajutorul următoarei relații :

$$u(t) = U_{eE} - \frac{U_{eE} - U_{q0}}{X_d} \left[(X_d - X'_d) e^{-\frac{t}{T_{d0}}} + (X'_d - X''_d) e^{-\frac{t}{T''_{d0}}} \right] . \quad (4.27)$$

Valorile tensiunilor U_{eE} (de excitație) și U_{q0} (la bornele generatorului) în regimul staționar inițial adică la momentul 0^- când încă nu s-a întrerupt scurtcircuitul, se determină din oscilogramă, iar reactanța X_d se presupune cunoscută din determinările anterioare sau din cartea tehnică a GS.

Pe baza datelor inițiale (ale tensiunilor) precum și a măsurătorilor efectuate după deconectarea scurtcircuitului, se trasează prin puncte curba $u = f(t)$, respectiv $U_{eE} = f(t)$, a cărei alătură este prezentată în figura 4.8.

Din formula de mai sus rezultă că $u(\infty) = U_{eE}$, valoare care se poate determina pe oscilogramă.

Pentru determinarea reactanței X_d'' se pornește de la momentul 0, adică se consideră relația (4.27), în care $t=0$.

Deci,

$$u_{(0)} = U_{eE} - \frac{U_{eE} - U_{q0}^-}{X_d} (X_d - X_d''), \text{ sau}$$

$$(U_{eE} - u)_0 = (U_{eE} - U_{q0}^-) \frac{X_d - X_d''}{X_d} = (U_{eE} - U_{q0}^-) \left(1 - \frac{X_d''}{X_d}\right), \text{ sau}$$

$$1 - \frac{X_d''}{X_d} = \frac{(U_{eE} - u)_0}{U_{eE} - U_{q0}^-},$$

de unde considerînd $U_{q0}^- = U_{q0}$,

$$X_d'' = X_d \frac{(u)_0 - U_{q0}}{U_{eE} - U_{q0}}. \quad (4.28)$$

În această relație X_d se consideră cunoscut din altă determinare analitică sau experimentală.

Pentru stabilirea relației de calcul a reactanței tranzitorii X_d' se pornește tot de la relația (4.27), în care s-a neglijat termenul al doilea al părții a doua, adică

$$[U_{eE} - u(t)] = \frac{U_{eE} - U_{q0}}{X_d} (X_d - X_d') e^{-\frac{t}{T_{do}}}, \text{ sau} \quad (4.29)$$

$$\log [U_{eE} - u(t)] = \log \frac{U_{eE} - U_{q0}}{X_d} (X_d - X_d') - \frac{t}{T_{do}} \log e. \quad (4.30)$$

Această relație reprezintă o curbă care se trasează prin puncte pe baza măsurărilor efectuate în timpul probei și care are aspectul din figura 4.8.

Ordonata la origine a acestei curbe este :

$$\log \frac{U_{eE} - U_{q0}}{X_d} (X_d - X_d') = \log A_0,$$

de unde :

$$(U_{eE} - U_{q0}) \left(1 - \frac{X_d'}{X_d}\right) = A_0. \quad (4.31)$$

După cum se constată, A_0 este un număr obținut prin înlocuirea tensiunilor cu valorile obținute cu ocazia încercării efectuate, precum și a reactanțelor cu valori determinate anterior sau calculate.

Pentru calculul reactanței X_d' se folosește următoarea relație dedusă din relația (4.31) :

$$X'_d = X_d \left(1 - \frac{A_0}{U_{eE} - U_{q0}} \right) \quad (4.32)$$

Pentru determinarea constantei de timp tranzitorie a infășurării de excitație T'_{do} se utilizează relația (4.30) rezolvată pentru două valori arbitrare ale timpului ($t=0$) și $t = 10$ pentru $t = 0$, relația menționată devine :

$$\log [U_{eE} - u(t)] = \log \frac{U_{eE} - U_{q0}}{X_d} (X_d - X'_d) = a_1, \quad (4.33)$$

iar pentru $t = 10$,

$$\log [U_{eE} - u(t)] = \log \frac{U_{eE} - U_{q0}}{X_d} (X_d - X'_d) - \frac{10}{T'_{do}} \log e = a_2. \quad (4.34)$$

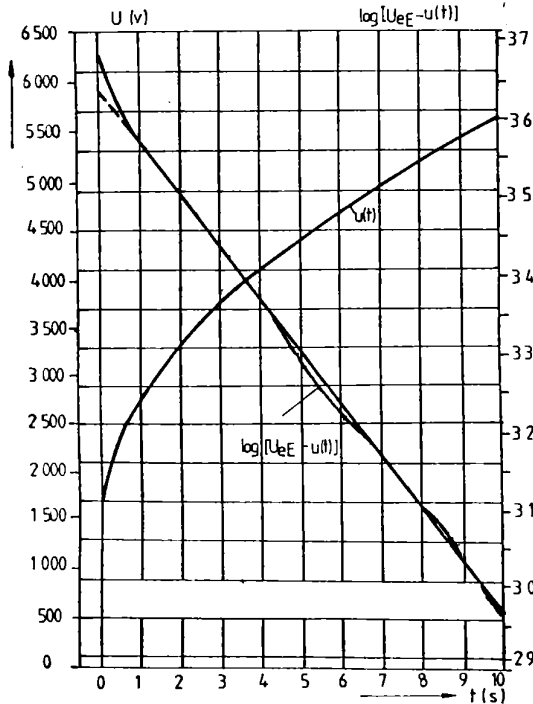


Fig.4.8. Curbele $u(t)$ și $\log [u_{eE} - u(t)]$

acest caz putem scrie :

$$U_{eE} - u = \frac{U_{eE} - U_{q0}}{X_d} (X_d - X'_d) e^{-\frac{t}{T'_{do}}} \quad (4.37)$$

Dacă în această relație se introduc valorile măsurate ale tensiunilor precum și a celor determinate sau date de fabrica

Din examinarea acestor două relații se observă că :

$$a_2 = a_1 - \frac{10}{T'_{do}} \log e \quad (4.35)$$

de unde:

$$T'_{do} = \frac{4,3429}{a_1 - a_2} \quad (4.36)$$

Pentru determinarea lui a_2 se înlocuiește T'_{do} cu valoarea sa dată de fabrica constructoare.

Pentru determinarea constantei de timp supra-tranzitorie a infășurării de amortizare T''_{do} , se pornește de la relația (4.27) scrisă pentru timpi foarte apropiați de zero (0,1 s) astfel încât termenul $e^{-\frac{t}{T''_{do}}}$ să poată fi considerat egal cu unitatea. În

constructoare pentru reactanțe, rezultă :

$$U_{eE} - u = C \cdot e^{-\frac{t}{T_{do}''}}, \quad (4.38)$$

în care valoarea lui u se determină din curba $u(t)$ pentru $t=0,1$ s.

Făcînd operațiile necesare, se obține :

$$e^{-\frac{0,1}{T_{do}''}} = C_1, \text{ sau} \quad (4.39)$$

$$-\frac{0,1}{T_{do}''} \log e = \log C_1. \quad (4.40)$$

Din această relație se deduce valoarea lui T_{do}'' .

După cum rezultă din cele prezentate la acest paragraf, determinarea parametrilor X_d , X_d' , X_d'' , T_{do}' și T_{do}'' prin "metoda restabilirii tensiunii la deconectarea scurtcircuitului" se poate realiza în mai multe variante, în care se utilizează aceeași schemă electrică și metodologie de desfășurare a încercării, dar care se deosebesc prin aparatul matematic de calcul folosit.

La grupurile hidrogenator-transformator bloc de puteri unitare mari și montate în CHE, este mult mai favorabilă schema de montaj cu realizarea scurtcircuitului fazelor indusului, la bornele separatorului de bare al întreruptorului de f.t., întrucît în acest caz nu trebuie făcute modificări în instalațiile definitive ale grupului în ceea ce privește legarea lui la SE.

Referitor la a treia variantă aș putea spune că unele valori ale parametrilor X_d și T_{do}' determinate înafara acestei încercări și care se introduc în relațiile de calcul, ar putea influența într-o anumită măsură valorile obținute pentru reactanțele ale căror valori urmează a se determina.

4.2. APRECIERI REFERITOR LA METODELE EXPERIMENTALE DE DETERMINARE A REACTANTELOR SI CONSTANTELOR DE TIMP.

În cadrul acestui capitol s-au prezentat cinci metode uzuale, dintre care ultima în trei variante, cu ajutorul cărora se pot determina parametrii X_d , X_d' , X_d'' și constantele de timp T_{do}' și T_{do}'' .

Așa după cum se va arăta în cele ce urmează, nu toate metodele prezentate se pretează la determinarea concomitentă a valorilor nesaturate și saturate a parametrilor menționați.

Din analiza acestor metode se pot trage următoarele concluzii :

a) Pentru determinarea reactanței X_d este indicată cu precădere " metoda încercărilor în gol și de scurtcircuit, prin faptul că :

- permite determinarea acestei reactanțe în ambele alternative (nesaturată și saturată);
- este simplă și ușor de aplicat la HG de toate tipurile și puterile unitare atât pe platforma de încercări a fabricii constructoare, cât și la locul de montaj în CHE;
- rezultatele determinărilor sînt suficient aproape de realitate;
- cu aceeași ocazie se ridică și caracteristicile de mers în gol și scurtcircuit și deasemenea se determină și "raportul de scurtcircuit" prin care se apreciază performanțele GS;
- este indicat ca valoarea reactanței X_d determinată cu această metodă să fie inclusă în relația (4.28) privind determinarea reactanței X_d prin "metoda restabilirii tensiunii la deconectarea scurtcircuitului" - varianta C.

b) Pentru determinarea reactanței X'_d este indicată pentru folosirea cu precădere a "metodei încercării la scurtcircuit trifazat brusc" , prin faptul că :

- permite determinarea valorilor nesaturată și saturată a acesteia;
- este cea mai indicată metodă pentru determinarea valorii acestei reactanțe, întrucît ea se desfășoară în condițiile în care se realizează regimurile corespunzătoare acțiunii acestei reactanțe (în cazul nostru regimul scurtcircuitului trifazat simetric);
- din aceste motive, valorile determinate ale acestei reactanțe sînt cît se poate de apropiate de cele reale.

Această metodă însă necesită aparataj și dispozitive speciale și de înaltă precizie cum sînt : gunturile neinductive, transformatoarele cu miezuri fără întrefieruri care se conectează prin intermediul unui amplificator integrator, etc.

De aceea, această metodă se folosește cu precădere pe platformele de încercare ale fabricii constructoare. Metoda respectivă se poate folosi și pe platforma de montaj în CHE, numai dacă se pot asigura condițiile cerute de securitatea aparatajului de măsură și de competența profesională a personalului operant.

Metoda indicată mai prezintă și dificultatea prelucrării oscilogramelor, care însă poate fi învinsă prin specializarea perso-

nalului operant și prin indicațiile din literatură, ca de exemplu din [42].

c) Pentru determinarea reactanței X_d'' cu "metoda încercării la scurtcircuit trifazat brusc" sînt valabile toate cele menționate mai sus.

d) Pentru determinarea reactanței X_d'' este indicată cu precădere "metoda rotorului imobil", prin faptul că :

- permite determinarea valorilor nesaturate și saturate a acestei reactanțe;
- rezultatele obținute sînt suficient de aproape de realitate;

- se poate aplica și la HG cu ax vertical montate în CHE, indiferent de puterea lor unitară.

La aplicarea acestei metode se întîmpină unele dificultăți la rotirea rotorului cu unghiuri mici, întrucît această operație necesită dispozitive speciale, care însă nu sînt așa de greu de procurat.

Avantajul folosirii acestei metode constă și în faptul că, cu aceeași încercare se poate determina și valoarea reactanței X_d'' , în ambele ipoteze și la același nivel de precizie.

e) Pentru determinarea constantelor de timp T_{do}' și T_{do}'' este indicată folosirea "metodei restabilirii tensiunii la deconectarea scurtcircuitului".

Avantajul acestei metode constă în faptul că, cu aceeași ocazie se pot determina și valorile reactanțelor X_d' , X_d'' și X_d'' .

Valorile determinate pentru toți acești parametri sînt nesaturate, deoarece corespund curentului de excitație corespunzător porțiunii neliniare a caracteristicii de mers în gol.

Din acest motiv aceste valori sînt oarecum ceva mai departe de realitate.

Cu toate acestea, metoda se aplică ori de cîte ori nu se poate aplica "metoda încercării la scurtcircuit trifazat brusc" și mai ales atunci cînd trebuie să se determine valorile lui T_{do}' și T_{do}'' .

În principiu, aplicarea acestei metode este relativ ușoară, problema aparatului matematic care diferă la cele trei variante prezentate are unele aspecte particulare.

La varianta (a), acest aparat este relativ simplu, și din acest punct de vedere o consider favorabilă aplicării cu precădere.

La varianta (b) aparatul matematic folosit este mai complicat intrucit la extrapolarea porțiunii lineare a curbei $U=f(t)$ pentru obținerea tensiunii U' trebuie să se țină seamă că oscilograma dă înfășurarea amplitudinilor tensiunii de linie, pe cînd în diagramă se iau în considerare tensiunile maxime de fază.

La varianta (c), în unele relații, ca de exemplu (4.28) și (4.35) se includ X_d și T_{do} cu valori determinate prin alte metode analitice sau experimentale, fapt ce influențează gradul de precizie al determinărilor, în funcție de precizia în care au fost stabilite aceste mărimi incluse.

4.3. REZULTATELE UNOR DETERMINARI EXPERIMENTALE PRIVIND REACTANTELE SI CONSTANTELE DE TIMP ALE HG DE 90 MVA DIN CHE MARISELU.

Cu ocazia punerii în funcțiune a CHE Mărigelu, în cadrul "programului de probe" s-au efectuat o serie de încercări privind determinarea parametrilor electrici funcționali ai celor trei HG de 90 MVA, cum sînt: reactanțele X_d , X_d' , X_d'' și X_q precum și constantele de timp T_{do} și T_{do}' .

În acest scop s-au efectuat următoarele încercări:

4.3.1. Determinarea valorii nesaturate a reactanței X_d prin "metoda încercărilor în gol și de scurtcircuit trifazat".

În cadrul acestei încercări s-au ridicat (pentru fiecare HG):

- caracteristica de mers în gol $U_{eE} = U_o = f(I_E)$ pentru $n = \text{const}$ și $I = 0$, și

- caracteristica de funcționare în scurtcircuit trifazat la bornele generatoarelor $I_{uc3} = f(I_E)$ pentru $n = \text{const}$, și $U = 0$.

Considerațiile teoretice, schema de lucru, modul de desfășurare și relațiile de calcul privind reactanța X_d , sînt cele prezentate la paragraful 4.1.1., iar rezultatele obținute sînt concretizate în tabelul 4.1., care urmează.

Se menționează faptul că, în cadrul acestei încercări nu a fost determinat raportul de scurtcircuit.

4.3.2. Determinarea valorilor nesaturate ale reactanțelor supratranzitorii X_d'' și X_q'' prin "metoda rotorului imobil".

În cadrul acestei încercări s-a efectuat o singură probă

la un singur HG, iar considerațiile teoretice, schema electrică de principiu, modul de desfășurare și relațiile de calcul sînt cele prezentate în paragraful 4.1.4.

Rezultatele sînt concretizate în tabelul 4.1.

4.3.3. Determinarea reactanțelor X_{gd}^i și X_{gd}^m , precum și a constantelor de timp T_{do} și T_{do} prin "metoda restabilirii tensiunii la deconectarea scurtcircuitului".

Pe considerentul că cele trei grupuri energetice din CHE Mării-gelu sînt identice, s-au efectuat numai două probe la HG-1, pe baza cărora s-au determinat cei patru parametri menționați.

Considerațiile teoretice, schema electrică de principiu, modul de desfășurare și relațiile de calcul sînt cele prezentate în paragraful 4.1.5.c.

Pentru aplicarea acestei metode, a fost scurtcircuitat grupul G-T bloc la bornele intreruptorului de 220 KV pe partea dinspre separatorul de bare, prin care se realizează conectarea grupului la SE.

Înainte de începerea probei s-a avut grijă ca separatorul de bare să se găsească pe poziția "deschis" și totodată să se măsoare tensiunea U_{q0} la bornele generatorului.

La momentul $t=0$ s-a deschis intreruptorul, prin telecomandă, grupul G-T bloc rămînînd în gol.

După deschiderea intreruptorului s-a oscilografiat restabilirea tensiunii la bornele generatorului. Variația, respectiv curba de restabilire a tensiunii la deconectarea scurtcircuitului $u(t)$ are expresia dată de relația (4.27) și este prezentată în figura 4.9.

În cadrul primei probe valorile inițiale (momentul 0^-) erau:

$$U_{q0} = 696 \text{ V și } U_{eE0} = U_{eE} = 6396,57 \text{ V.}$$

Pe baza acestor date s-au determinat valorile tensiunii la borne (U) pentru fiecare interval de timp, adică ordonatele curbei $u(t)$. Tot pe baza măsurătorilor efectuate s-a trasat prin puncte curba $\log [U_{eE} \cdot u(t)]$ (figura 4.9).

În cadrul celei de a doua probe valorile inițiale erau : $U_{eE} = 7890 \text{ V și } U_{q0}^- = 662,5 \text{ V}$. Procedînd în același fel s-au obținut rezultatele concretizate în tabelul 4.1.

Aplicînd metodologia prezentată (paragraful 4.1.5.-c) s-au obținut valorile celor patru parametri, care sînt trecute în tabelul de sinteză 4.1.

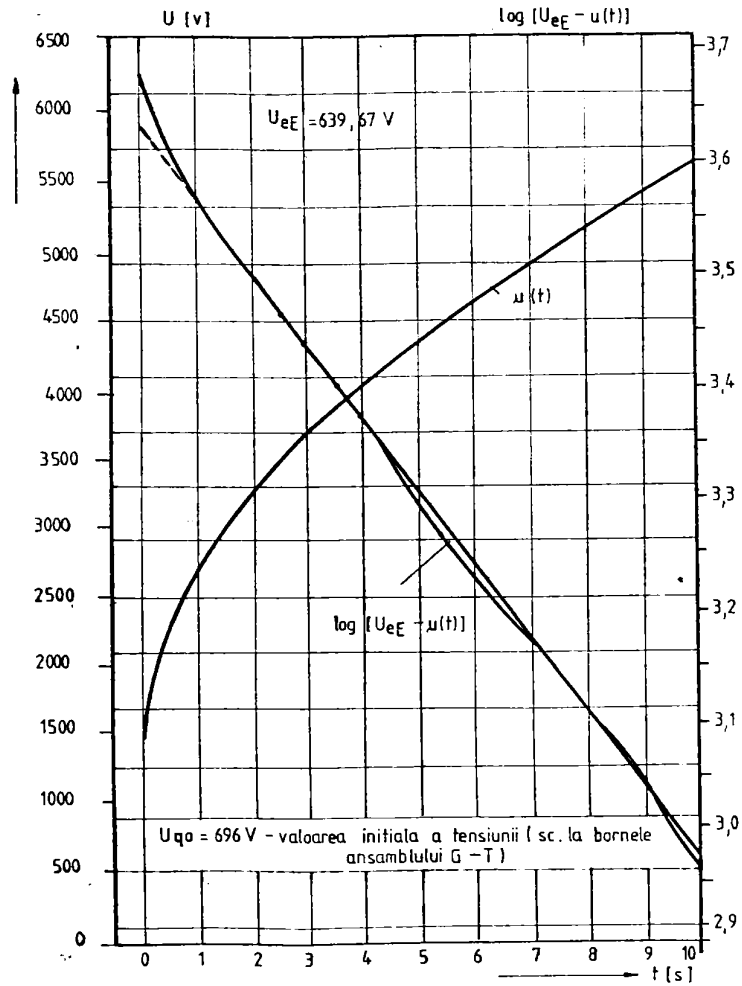


Fig.4.9. Curbele $u(t)$ și $\log [U_{eE} - u(t)]$ corespunzătoare probei nr. 1 la HG 1.

Pentru stabilirea valorilor de calcul din acest tabel s-au aplicat următoarele criterii :

- pentru fiecare parametru determinat experimental se face media valorilor obținute;
- în cazul când această medie diferă de valoarea dată de fabrică cu mai puțin de 6%, atunci se alege ca valoare de calcul, valoarea calculată de fabrică;
- în cazul când media respectivă diferă cu mai mult de 6%

Tabelul 4.1.

Mărimea		X_d	X'_d	X''_d	X''_q	T'_{do}	T''_{do}	
Modul de calcul								
Valori calculate de fabrică		2,744	0,4597	0,4167	0,4479	7,15	0,243	
Metoda încercărilor în gol și de scurtcircuit	Valori măsurate	2,776	-	-	-	-	-	
	Diferența în % față de fabrică	1,165	-	-	-	-	-	
Metoda rotorului imobil	Valori măsurate	-	-	0,3981	0,4042	-	-	
	Diferența în % față de fabrică	-	-	-4,474	-9,75	-	-	
Metoda restabilirii tensiunii la deconectarea scurtcircuitului	P r o b a 1	Valori măsurate	-	0,6256	0,4787	-	6,374	0,104
		Diferența în % față de fabrică	-	36,088	12,99	-	-10,853	-57,2
	P r o b a 2	Valori măsurate	-	0,6285	0,4842	-	7,11	0,214
		Diferența în % față de fabrică	-	37,72	13,931	-	-0,546	-11,934
Valori considerate în calcul		2,744	0,5434	0,4167	0,4261	7,15	0,228	

de valoarea dată de fabrică, atunci se alege ca valoare de calcul media valorilor măsurate.

În tabelul 4.2. se prezintă o comparație a valorilor parametrilor echivalenți care intră direct în calculele de stabilitate tranzitorie și care sînt determinate prin calcul în prezenta lucrare, după relațiile din capitolul 3, cu valorile obținute în urma măsurărilor efectuate cu ocazia probelor de dare în funcțiune a HG de 90 MVA, precum și modul în care valorile calculate se încadrează în limitele admisibile.

Tabelul 4.2

Mări mi	Unit de măș.	Valori calcula- te		Valori determinate experimental				Indicații bi- bliografice		
		nesatu- rate	satura- te	Meto- da	Pro- be	nesatu- rate	satu- rate	Bibl.	Limite	
X_d	Ω	2,7793	2,5642	4.1.1	I	2,776	-			
x_d	u.r.	1,0083	0,9303			-	-	65	0,6..1,6	
X_q	Ω	1,6775	1,6775			-	-			
x_q	u.r.	0,6086	0,6086			-	-	65	0,35..0,7	
X_d	Ω	0,5538	0,5503	4.1.5	I	0,6256	-			
					II	0,6285	-			
x_d	u.r.	0,2009	0,1996			-	-	65	0,12..0,3	
X_q	Ω	1,6775	1,6775			-	-			
x_q	u.r.	0,6086	0,6086			-	-			
X_d	Ω	0,4659	0,4641	4.1.4	I	0,3981	-			
					4.1.5	I	0,4787	-		
						II	0,4842	-		
x_d	u.r.	0,1690	0,1684			-	-	65	0,12..0,3	
X_q	Ω	0,4299	0,4299	4.1.4	I	0,4042	-			
x_q	u.r.	0,1560	0,1560			-	-			
T_{do}	s	7,5487	6,9861	4.1.5	I	6,374	-	7	1,5..9,5	
					II	7,11	-			
T_{do}	s	0,2192	0,2185	4.1.5	I	0,104	-			
					II	0,214	-			
T_{go}	s	0,3847	0,3847			-	-			

In tabelul de mai sus nu figurează valorile saturate ale parametrilor, determinați experimental întrucît probele necesare nu au fost efectuate.

Din analiza acestui tabel rezultă că, în general, valorile calculate în prezenta lucrare sînt apropiate de cele determinate experimental și se încadrează bine în limitele admisibile indicate de literatura de specialitate. Acest fapt constituie o apreciere pozitivă asupra valabilității relațiilor de calcul adoptate, care de altfel formează algoritmul de calcul pe baza căruia a fost întocmit programul pentru calculul parametrilor.

Se menționează faptul că, adoptarea relațiilor de calcul nu s-a făcut întâmplător, ci pe baza unei testări preliminare apro-

fundate, care constă din calcule efective avînd ca referință calculul parametrilor HG de 90 MVA și a motorului sincron inelar tip 5.5-40, ambele bazate pe date concrete luate din cărțile tehnice ale mașinilor respective, din planurile lor de execuție și din datele de exploatare. Aceste rezultate ale calculelor au fost comparate cu rezultatele experimentale și cu cele indicate în literatura de specialitate ca limite admisibile.

Un exemplu concludent din acest punct de vedere îl constituie alegerea relațiilor privind determinarea celor mai reprezentativi parametrii (v.par.3.2.2), ca X_G , X_{ad} , X_{aq} și respectiv x_d și x_q , care au fost determinați în lucrarea prezentă după trei indicații bibliografice [33, 47, 65] și a căror valori sînt prezentate în tabelul 4.3.

Tabelul 4.3.

Bibliografia	X_G Ω	x_G u.r.	X_{ad} Ω	X_{aq} Ω	X_d Ω	x_d u.r.	X_q Ω	x_q u.r.
[65]	0,2447	0,0887	2,5346	1,4328	2,7793	1,0083	1,6775	0,6085
[33]	0,3033	0,11	2,6289	1,5189	2,9322	1,0638	1,8222	0,661
[47]	0,2476	0,0898	2,417	1,4396	2,6646	0,9938	1,6872	0,6121

Este de menționat faptul că, la determinarea reactanței X_G s-a folosit pentru permeanța specifică a crestăturii λ_c , o relație aplicabilă pentru crestătura dreptunghiulară semînchisă [33], adoptată prin similitudine la crestătura deschisă, fapt ce ar putea influența într-o anumită măsură rezultatul.

Examinînd valorile reactanțelor calculate în cele trei variante, se constată că cele mai apropiate de valorile obținute pe cale experimentală și care se încadrează cel mai bine în limitele admisibile, sînt cele obținute pe baza relațiilor date în bibliografiile [61] și [65] adică relațiile:

- | | |
|--------------------------|--------------------------|
| (3.77) pentru X_G ; | (3.85) pentru x_G ; |
| (3.45) pentru X_{ad} ; | (3.33) pentru x_{ad} ; |
| (3.53) pentru X_{aq} ; | (3.52) pentru x_{aq} ; |
| (3.106) pentru X_d ; | (3.105) pentru x_d ; |
| (3.108) pentru X_q ; | (3.107) pentru x_q ; |

În mod identic s-a procedat și pentru determinarea valorilor celorlalte reactanțe prevăzute în nomenclatorul de la capitolul 2. Desigur că astfel de operație a necesitat multe investigații și un volum mare de muncă.

DETERMINAREA STABILITĂȚII TRANZITORII A
GENERATORULUI SINCRON CU POLI APARENȚI

Prin determinarea stabilității tranzitorii a GS cu poli apărenți care debitează energia în SE prin intermediul unei linii electrice de transport se înțelege verificarea faptului dacă acesta mai revine la sincronism după întreruperea de către protecția de distanță a liniei pe care a survenit un scurtcircuit trifazat de durată t_0 și amplasat la o distanță mică d_0 în aval de bara SE pe care debitează GS respectiv.

Distanța (d_0) până la locul defectului se alege astfel, deoarece în acest caz scurtcircuitul este eliminat de protecția liniei pe care s-a produs și deci GS rămâne cuplat la bornele SE, protecția la distanță a liniei de legătură semnalizând numai scurtcircuitul.

Limita de stabilitate pentru distanța d_0 dată o reprezintă timpul limită t_1 pentru care revenirea la sincronism a GS încă se mai face. Acest timp limită este determinat de durata scurtcircuitului și de aceea se efectuează calculele pentru diverse durate ale scurtcircuitului.

Pentru a îndepărta pericolul desprinderii din sincronism a GS din cauza șocului de curent de scurtcircuit, care se produce după aproximativ o jumătate de perioadă, este necesară o mărire a tensiunii de excitație (fortarea excitației) fapt care se realizează prin intervenția sistemului de R.A.T.

Din acest punct de vedere este de menționat faptul că, uneori, din cauza rapidității cu care se produce șocul de curent de scurtcircuit imediat după apariția scurtcircuitului, sistemul de RAT [33] nu poate influența sensibil valoarea acestuia. Din această cauză se poate admite determinarea stabilității tranzitorii a GS fără a ține seamă de intervenția RAT, care de fapt lărgeste într-o anumită măsură limita de stabilitate și o consolidează.

După întreruperea scurtcircuitului urmează așa numita "perioadă de revenire", în care variabilele care caracterizează regimul de funcționare

funcționare a GS (curenți, tensiuni, puteri, unghi intern etc) revin sau nu la valoarea lor din regimul permanent inițial, adică astfel spus, GS este sau nu tranzitoriu-stabil.

Din acest punct de vedere cea mai reprezentativă mărime este aceea a unghiului intern al GS, a cărei valoare critică corespunde timpului limită t_1 , adică duratei scurtcircuitului, pentru care încă mașina se mai reprice în sincronism.

În această perioadă (de revenire) care poate dura un timp destul de mare, intervenția sistemului de RAV este decisivă pentru lărgirea și consolidarea limitei de stabilitate.

Determinarea stabilității tranzitorii constă în principiu în urmărirea variației valorilor mărimilor care caracterizează regimul tranzitoriu pe întreaga lui durată, adică în perioadele de scurtcircuit și revenire.

Stabilitatea tranzitorie a GS cuplat la SE se determină de obicei cu ajutorul calculatorului electronic, pe baza unor programe ale căror algoritme de calcul se bazează pe sistemul de ecuații diferențiale (2.45) care descrie regimul tranzitoriu și pe sistemul de ecuații Park. La ecuațiile menționate, cu ajutorul cărora este modelat GS, se mai adaugă ecuațiile de modelare ale sistemelor de RAT și RAV.

Sistemul ecuațiilor de modelare, care formează obiectul oricărui program privind calculul stabilității tranzitorii, cere date de intrare referitoare în principal la :

tensiuni, reactanțe, constante de timp, puteri ce trebuie calculate în prealabil, constantele de timp și coeficienții de amplificare care privind sistemele de RAT și RAV, mărimi caracteristice regimului staționar al rețelei considerate și alte mărimi pe care le reclamă programul de calcul ce se va folosi.

Calculul privind determinarea stabilității tranzitorii constă în principiu din următoarele operații:

a) Se calculează regimul staționar inițial (de dinaintea scurtcircuitului) determinându-se mărimile care caracterizează acest regim, ca $P, Q, I, U, \psi, \theta, E_q', E_d', E_q'', m_{mrg}$ (cuplul mecanic relativ GS). Deasemenea, pentru acest calcul sînt necesare mărimile care caracterizează generatorul echivalent al SE (GE).

În acest regim GS își debitează energia pe o impedanță constituită din impedanța rețelei de legătură, la care se adaugă impedanța de sarcină corespunzătoare barelor SE.

b) Simultan cu apariția scurtcircuitului trifazat preconizat se trece la integrarea numerică a sistemului de ecuații de modelare,

prin folosirea unei metode de timp Runge-Kutta, cu un pas de integrare corespunzător ales.

Se efectuează un număr de pași de integrare egal cu timpul de durată a scurtcircuitului împărțit cu timpul cât durează pasul de integrare ales.

Această fază a calculelor corespunde așa zisei "perioade de scurtcircuit".

Trecerea din regimul permanent inițial în cel de scurtcircuit se face prin modificarea impedanței de sarcină, adică înlocuirea acesteia cu o impedanță, corespunzătoare scurtcircuitului în aval de barele SE.

Prin rezolvarea sistemului de ecuații de modelare se determină la fiecare pas valorile mărimilor care caracterizează comportarea GS în acest regim.

c) Se efectuează un alt număr de pași de integrare, de astă dată la alegere, pentru o rețea identică cu cea inițială, adică cea restabilă prin lichidarea scurtcircuitului.

În această fază, care corespunde perioadei de revenire, se determină de fiecare dată valorile mărimilor menționate.

Din examinarea rezultatelor obținute în urma rulării programului pe calculator și reprezentate grafic, se poate vedea variația valorilor mărimilor calculate, adică dacă și când, au revenit la normal. Din acest punct de vedere toată atenția trebuie îndreptată asupra variației unghiului intern al GS, care așa după cum s-a mai arătat, este principalul element al criteriului de apreciere a stabilității tranzitorii.

În prezenta lucrare am ales pentru determinarea stabilității tranzitorii, modelarea GS echivalent celui real cu sistemul de ecuații Park scris în "per-unit" (2.33) combinat cu modelarea sistemelor de RAT și RAV (scrise în același sistem de unități relative).

Am ales pentru modelare sistemul amintit, datorită descrierii fidèle a comportării mașinii echivalente conferită de luarea în considerare în cadrul ecuațiilor a constantelor de timp ale diverselor înfășurări, a constantei mecanice, precum și a coeficienților și factorilor de dispersie referitori la cuplajul magnetic al înfășurării mașinii.

Modelarea GS bazată exclusiv pe utilizarea ecuațiilor Park scrise în sistemul de unități "per-unit" s-a făcut în condițiile apariției "golului de tensiune" și poate fi considerată ca o contribuție originală.

În principiu, golul de tensiune se datorează faptului că orice scurtcircuit trifazic survenit în rețeaua la care este cuplat GS, provoacă o micșorare a tensiunii la bornele acestuia, care uneori atinge asemenea valori, încît la întreruperea scurtcircuitului GS nu mai este capabil să funcționeze stabil. Desigur că în astfel de împrejurări se produce ieșirea din sincronism a generatorului respectiv și ca urmare acționează imediat protecția prin relee pentru deconectarea acestuia de la rețeaua SE.

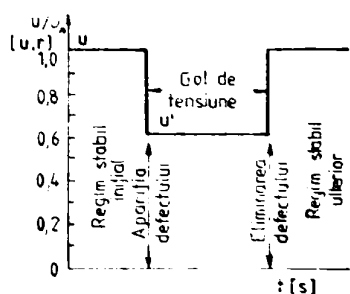


Fig.5.1. Schema de principiu a unui gol de tensiune de formă dreptunghiulară.

Dintre diversele forme de goluri de tensiune am ales forma dreptunghiulară, a cărei schemă de principiu [56] este prezentată în figura 5.1., întrucît această formă caracterizată prin menținerea practic constantă a tensiunii (u') pe durata golului de tensiune, este specifică scurtcircuitelor eliminate prin protecția de distanță.

Apariția golului de tensiune, deci trecerea din regimul permanent anterior avariei în cel tranzitoriu și apoi revenirea la regimul ulterior avariei este realizată prin adăugarea la sistemele de ecuații care se descriu funcționarea mașinii în aceste perioade, a ecuațiilor sarcinii.

De asemenea menționez că, pe parcursul desfășurării metodei nu a fost folosită nici o ipoteză simplificatoare.

5.1. MODELUL MATEMATIC FOLOSIT LA DETERMINAREA STABILITĂȚII TRANZITORII A GENERATORULUI SINCRON.

Modelul matematic folosit la determinarea stabilității tranzitorii a GS cuprinde, pe lângă ecuațiile sistemului Park, ecuațiile sarcinii și ecuațiile de modelare ale sistemelor de RAT și RAV.

Sistemul de ecuații, care descrie funcționarea ES echivalente celei reale este prezentat sub forma lui completă în capitolul 2, relațiile (2.33)....(2.44).

Ecuația sarcinii scrisă fazorial, în coordonate sincrone (legate de cîmpul magnetic static), are următoarea formă :

$$\underline{u}_S = r_s \underline{i}_S + x_s \frac{di}{dt} + j\omega x_s \underline{i}_S, \quad (5.1)$$

în care :

\underline{u}_S este tensiunea pe fază a GS considerat;

\underline{i}_S - curentul debitat în rețea;

r_s, x_s - rezistența și respectiv reactanța sarcinii raportate la bornele generatorului.

În această ecuație toate mărimile sînt exprimate în unități p.u.

După descompunerea acestei ecuații după cele două axe și alăturarea celor două ecuații rezultate sistemului (2.33), se obține următoarea structură a modelului matematic:

$$u_d = r_s i_d + x_s \frac{di_d}{dt} - \omega x_s i_q ;$$

$$u_q = r_s i_q + x_s \frac{di_q}{dt} + \omega x_s i_d ;$$

$$u_d = -\frac{2}{3} r_l i_d - \frac{d\psi_d}{dt} + \omega \psi_q ;$$

$$u_q = -\frac{2}{3} r_l i_q - \frac{d\psi_q}{dt} - \omega \psi_d ;$$

$$u_E = i_E + T_E \frac{d\psi_E}{dt} ;$$

$$0 = i_D + T_D \frac{d\psi_D}{dt} ;$$

$$0 = i_Q + T_Q \frac{d\psi_Q}{dt} ;$$

(5.2)

$$m_m = \psi_q i_d - \psi_d i_q + T_m \frac{d\omega}{dt} ;$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \omega ;$$

$$\psi_d = x_d i_d + i_D + i_E ;$$

$$\psi_q = x_q i_q + i_Q ;$$

$$\psi_E = x_d (1 - \tilde{\sigma}_{dE}) i_d + (1 - \mu_E) i_D + i_E ;$$

$$\Psi_D = x_d(1 - \sigma_{dD})i_d + i_D + (1 - \mu_D) i_E ;$$

$$\Psi_Q = x_q(1 - \sigma_{qQ}) i_q + i_Q .$$

În acest sistem de ecuații se consideră cunoscute :

- rezistența și reactanța sarcinii;
- curentul debitat de generator în regimul staționar anterior apariției scurtcircuitului;
- parametrii generatorului;
- cuplul mecanic și momentul de inerție reduse la arborele generatorului.

Necunoscutele sistemului sînt: curenții, tensiunile, fluxurile și unghiul \mathcal{U} (în total 14, adică egal cu numărul ecuațiilor).

Din ansamblul acestor mărimi fizice care caracterizează funcționarea MS echivalente, opt sînt comune cu ale mașinii reale ($\underline{U}_E, i_E, \Psi_E, i_D, \Psi_D, i_Q, \Psi_Q$ și \mathcal{U}). În consecință, acestea nu vor necesita ecuații de transformare, putînd fi interpretate odată cu rezolvarea sistemului.

Pentru determinarea celorlalte mărimi fizice ale mașinii reale pe baza celor corespunzătoare mașinii echivalente avem nevoie de ecuații de transformare.

Ecuațiile de transformare pentru tensiunile, fluxurile și curenții statorici rezultă în urma aplicării unor considerente la înlocuirea mașinii reale printr-una echivalentă [28] și anume:

- cele două mașini au aceleași date constructive (diametru, întrefier, număr de perechi de poli, moment de inerție);
- cîmpul magnetic din întrefierul celor două mașini este același;
- suma puterilor electrice ale înfășurărilor celor două mașini este aceeași;
- energia magnetică pe statoarele celor două mașini este identică ;
- solenaiile fazelor statorice ale celor două mașini sînt identice.

Avînd la dispoziție parametrii GS echivalent, calculați în cadrul capitolului 3, putem exprima mărimile conținute în sistemul ales pentru determinarea stabilității, în funcție de acești parametri disponibili. Mă refer la expresiile coeficienților și factorilor de dispersie dați de relațiile (2.42), (2.43) și (2.44), care exprimă cuplajul magnetic dintre diferitele înfășurări ale mașinii

și care intră în ecuațiile fluxurilor din sistemul (5.2). În acest scop se folosesc pentru exprimarea inductanțelor proprii și mutuale din expresiile amintite, reactanțele proprii ale diferitelor înfășurări ale mașinii, reactanțele de reacție ale indusului, precum și mărimile de bază folosite în raportarea acestora.

Această exprimare se face pe baza așa numitei "metode a reactanțelor de reacție" dată în [30] și [33].

Conform acestei metode pentru rezistențele, inductanțele, reactanțele și impedanțele înfășurărilor rotorului s-au stabilit următoarele mărimi de bază în raportare:

A_{Eb} - pentru înfășurarea de excitație, dată de relația (3.21);

A_{Db} - pentru componentele parametrilor menționați ale înfășurării de amortizare după axa longitudinală, calculată cu relația (3.25);

A_{Qb} - pentru componentele aceluiași parametri ai înfășurării de amortizare după axa transversală, calculată cu relația (3.30).

Alegerea acestor mărimi de bază în raportare s-a făcut astfel încât, în unități relative, reactanțele mutuale dintre diversele înfășurări ale mașinii echivalente, să fie egale ca valoare cu reactanțele de reacție ale indusului. Astfel:

$$x_{DE} = x_{ad} ; \quad x_{dD} = x_{ad} ; \quad x_{qQ} = x_{aq} . \quad (5.3)$$

De asemenea, conform principiului reciprocității,

$$x_{ED} = x_{DE} \quad \text{și} \quad x_{EQ} = x_{QE} . \quad (5.4)$$

Pe baza acestor considerente se obțin:

$$L_{dE} = x_{dE} \cdot A_n = x_{ad} \cdot A_n ; \quad L_{dE} = \frac{x_{dE}}{\omega} = \frac{x_{ad} \cdot A_n}{\omega} ; \quad (5.5)$$

$$L_{Ed} = \frac{x_{Ed}}{\omega} = \frac{x_{ad} \cdot A_{Eb}}{\omega} ; \quad L_{dd} = \frac{x_{dd}}{\omega} ; \quad L_{EE} = \frac{x_{EE}}{\omega} .$$

Inlocuind aceste valori în expresia (2.42) a coeficientului de dispersie σ_{dE} aferent cuplajului magnetic dintre înfășurarea indusului după axa longitudinală și înfășurarea de excitație, rezultă:

$$\sigma_{dE} = 1 - x_{ad}^2 \frac{A_n \cdot A_{Eb}}{x_{dd} \cdot x_{EE}} . \quad (5.6)$$

În continuare, procedând analog se obține:

$$L_{DE} = \frac{X_{DE}}{\omega} = \frac{x_{ad} A_{Db}}{\omega} ; L_{EE} = \frac{X_{EE}}{\omega} ;$$

$$L_{Dd} = \frac{X_{Dd}}{\omega} = \frac{x_{ad} A_{Db}}{\omega} \text{ și deci :} \quad (5.7)$$

$$\mu_E = 1 - x_{ad} \frac{A_{Eb}}{X_{EE}} \quad (5.8)$$

Urmind același procedeu pentru exprimarea inductanțelor conținute în relațiile (2.43) se obține:

$$L_{dD} = \frac{X_{dD}}{\omega} = \frac{x_{ad} A_n}{\omega} ; L_{Dd} = \frac{x_{ad} A_{Db}}{\omega} ;$$

$$L_{dd} = \frac{X_{dd}}{\omega} ; L_{DD} = \frac{X_{DD}}{\omega} ; L_{ED} = \frac{x_{ad} A_{Eb}}{\omega} \quad (5.9)$$

În consecință, coeficientul și factorul de dispersie referitori la cuplajul dintre înfășurarea indusului după axa longitudinală și înfășurarea de amortizare după aceeași axă, au expresiile :

$$\sigma_{dD} = 1 - x_{ad}^2 \frac{A_n A_{Db}}{X_{dd} \cdot X_{DD}} ; \quad (5.10)$$

$$\mu_D = 1 - x_{ad} \frac{A_{Db}}{X_{DD}} \quad (5.11)$$

În cazul cuplajului dintre înfășurarea indusului după axa transversală și amortizorul transversal, inductanțele conținute în relația (2.44) sînt :

$$L_{qQ} = \frac{x_{aq} A_n}{\omega} ; L_{Qq} = \frac{x_{aq} A_{Qb}}{\omega} ; \quad (5.12)$$

$$L_{qq} = \frac{X_{qq}}{\omega} \text{ și } L_{QQ} = \frac{X_{QQ}}{\omega}$$

Deci:

$$\sigma_{qQ} = 1 - x_{aq}^2 \frac{A_n A_{Qb}}{X_{qq} \cdot X_{QQ}} \quad (5.13)$$

5.1.1. Ecuatiile regimului permanent .

Sistemul de ecuații folosit pentru calculul regimului permanent este o particularizare a sistemului de ecuații (5.2) obținută prin aplicarea condițiilor specifice impuse de funcționarea GS în acest regim.

Condițiile specifice funcționării GS în regim permanent sînt:

- funcționarea în sincronism a generatorului cu rețeaua SE;

$$\frac{d\psi}{dt} = \omega = 1 \text{ deci, } \frac{d^2\psi}{dt^2} = 0 .$$

- curentul debitat de GS în rețeaua SE constant ;

$$\frac{di_d}{dt} = \frac{di_q}{dt} = 0 .$$

- fluxul statoric al GS constant ;

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

- fluxul de excitație constant ;

$$\frac{d\psi_E}{dt} = 0 .$$

- curenții din înfășurările de amortizare ale GS echivalent nuli ;

$$i_D = i_Q = 0 .$$

Pe baza acestora se obține următoarea formă a modelului matematic :

$$\begin{aligned} u_d &= r_s i_d - x_s i_q ; \\ u_q &= r_s i_q + x_s i_d ; \\ u_d &= -\frac{2}{\gamma} r_l i_d + x_q i_q ; \\ u_q &= -\frac{2}{\gamma} r_l i_q - x_d i_d - i_E ; \\ u_E &= i_E ; \\ m_m &= \psi_q i_d - \psi_d i_q ; \\ \psi_d &= x_d i_d + i_E ; \\ \psi_q &= x_q i_q ; \\ \psi_E &= x_d (1 - \sigma_{dE}) i_d + i_E ; \\ \psi_D &= x_d (1 - \sigma_{dD}) i_d + (1 - \mu_D) i_E ; \\ \psi_Q &= x_q (1 - \sigma_{qQ}) i_q . \end{aligned} \tag{5.14}$$

Pentru soluționarea acestui sistem se cunosc :

- parametrii generatorului (calculați în cap.3);
- puterile și curentul debitat de generator în rețeaua SE;
- rezistența și reactanța sarcinii;
- date tehnice (Cartea tehnică a mașinii).

Necunoscutele acestui sistem algebric sînt:

- componentele curentului după cele două axe (i_d, i_q);
- componentele tensiunii statorice după cele două axe (u_d, u_q);
- tensiunea și curentul de excitație (U_E, i_E);
- cuplul mecanic (în acest caz egal cu cel electric);
- fluxurile magnetice ($\Psi_d, \Psi_q, \Psi_E, \Psi_D$ și Ψ_Q).

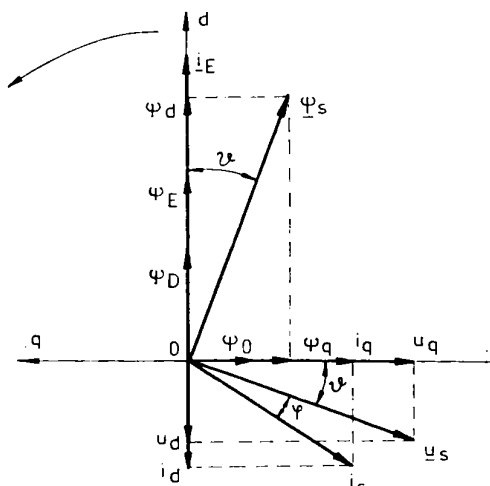


Fig.5.2. Diagrama fazorială cu principalele mărimi funcționale.

Am ales soluția $i_q < 0$ conform diagramei din figura 5.2.

Din a doua și a patra ecuație a sistemului (5.14) rezultă :

$$i_E = - (r_s + \frac{2}{3} r_l) i_q - (x_s + x_d) i_d \quad (5.20)$$

Din restul ecuațiilor rămase libere rezultă celelalte mărimi care caracterizează funcționarea GS în acest regim.

Pentru calcularea unghiului intern la care funcționează generatorul în condițiile electrice și mecanice date se folosește relația :

$$\psi = \text{arc tg} \frac{(x_q \cos \varphi - r_l \sin \varphi) i_s}{u_s + (r_l \cos \varphi + x_q \sin \varphi) i_s} \quad (5.21)$$

În rezolvarea sistemului se impune și folosirea relațiilor :

$$i_s = \sqrt{i_d^2 + i_q^2} \quad (5.15)$$

$$u_s = \sqrt{u_d^2 + u_q^2} \quad (5.16)$$

$$\Psi_s = \sqrt{\Psi_d^2 + \Psi_q^2} \quad (5.17)$$

Din prima și a treia ecuație a sistemului (5.14), folosind notația

$$\beta = \frac{x_s + x_q}{r_s + \frac{2}{3} r_l} \quad (5.18)$$

rezultă din relația (5.15) :

$$i_q = - \frac{i_s}{\sqrt{\beta^2 + 1}}; i_d = \beta i_q \quad (5.19)$$

De asemenea pentru calculul puterii active debitate de generator în rețea se folosește relația (2.13).

Cele de mai sus reprezintă algoritmul de calcul al mărimilor ce caracterizează funcționarea GS în acest regim.

5.1.2. Ecuatiile regimului tranzitoriu.

În prezenta lucrare se studiază regimul tranzitoriu al mașinii provocat de apariția unui scurtcircuit trifazat simetric în aval de barele SE, la care aceasta este cuplată.

Se precizează că apariția scurtcircuitului are loc în timpul funcționării GS în regim permanent.

Pentru determinarea comportării generatorului în acest regim tranzitoriu se folosește sistemul de ecuații (5.2) în forma lui completă.

Aducerea sistemului (5.2) într-o formă favorabilă rezolvării, impune exprimarea ecuațiilor sistemului în raport cu, curenții din înfășurările mașinii echivalente.

În acest scop ecuațiile sistemului (5.2), care conțin derivatele ale curenților, se grupează în două sub sisteme, alese în funcție de preponderența mărimilor după cele două axe.

Astfel:

- din egalarea ecuațiilor a doua și a patra efectuând calculele și introducând notația :

$$(r_s + \frac{2}{3} r_l) i_q + \omega [(x_s + x_d) i_d + i_D + i_E] = C_1, \quad (5.22)$$

obținem :

$$-\frac{d}{dt} [(x_s + x_q) i_q + i_Q] = C_1. \quad (5.23)$$

- din ecuația a șaptea a sistemului (5.2) :

$$\frac{d}{dt} [x_q (1 - \sqrt{qQ}) i_q + i_Q] = -\frac{i_Q}{T_Q}. \quad (5.24)$$

Prin rezolvarea sistemului format din aceste două ecuații și în urma introducerii notației :

$$A_1 = - (x_s + \sqrt{qQ} x_q), \quad (5.25)$$

se obțin expresiile vitezelor de variație în timp ale valorilor curenților i_q și i_Q .

$$\frac{di_q}{dt} = \frac{C_1 - \frac{i_Q}{T_Q}}{A_1} \quad (5.26)$$

$$\frac{di_Q}{dt} = \frac{\frac{i_Q}{T_Q} (x_s + x_q) - C_1 x_q (1 - \sigma_{qQ})}{A_1} \quad (5.27)$$

- din egalarea primei și celei de a treia ecuații a sistemului (5.2), după ce s-a notat cu :

$$(r_s + \frac{2}{3} r_l) i_d - \omega [(x_s + x_q) i_q + i_Q] = C_2, \quad (5.28)$$

se obține :

$$- \frac{d}{dt} [(x_s + x_d) i_d + i_D + i_E] = C_2. \quad (5.29)$$

- ecuația a cincea a sistemului, în care după ce în prealabil s-a notat cu :

$$C_3 = \frac{1}{T_E} (u_E - i_E), \quad (5.30)$$

se aduce sub forma :

$$\frac{d}{dt} [x_d (1 - \sigma_{dE}) i_d + (1 - \mu_E) i_D + i_E] = C_3. \quad (5.31)$$

- ecuația a șasea este pusă sub forma :

$$\frac{d}{dt} [x_d (1 - \sigma_{dD}) i_d + i_D + (1 - \mu_D) i_E] = - \frac{i_D}{T_D}. \quad (5.32)$$

Prin rezolvarea sistemului format din ecuațiile (5.29), (5.31) și (5.32) se obțin expresiile vitezelor de variație în timp ale valorilor curenților i_d , i_E , i_D .

Pentru ușurarea calculelor a fost necesară introducerea următoarelor notații :

$$\mu_{ED} = \mu_E + \mu_D - \mu_E \mu_D; \quad (5.33)$$

$$A_2 = - (x_s + x_d) \mu_{ED} + x_d [\mu_E (1 - \sigma_{dD}) + \mu_D (1 - \sigma_{dE})]. \quad (5.34)$$

Folosind aceste notații obținem :

$$\frac{di_d}{dt} = \frac{C_2 \mu_{ED} + C_3 \mu_D - \mu_E \frac{i_D}{T_D}}{A_2}; \quad (5.35)$$

$$\frac{di_E}{dt} = \frac{-C_3(x_s + x_d \sigma_{dD}) - C_2 [\sigma_{dD} - \sigma_{dE} + \mu_E(1 - \sigma_{dD})]}{A_2} - \frac{i_D}{T_D} [x_s(1 - \mu_E) + x_d(\sigma_{dE} - \mu_E)] \quad (5.36)$$

$$\frac{di_D}{dt} = \frac{-C_2 x_d [\sigma_{dD} - \sigma_{dE} - \mu_D(1 - \sigma_{dE})] + \frac{i_D}{T_D} (x_s + x_d \sigma_{dE}) + C_3 [x_s(1 - \mu_D) + x_d(\sigma_{dD} - \mu_D)]}{A_2} \quad (5.37)$$

Ecuatia mișcării, în care s-a notat cuplul electric cu :

$$m_e = (x_q i_q + i_q) i_d - (x_d i_d + i_D + i_E) i_q \quad (5.38)$$

devine:

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{T_m} (m_m - m_e) \quad (5.39)$$

În aceste condiții forma sistemului folosit pentru modelarea GS în scopul studierii regimului tranzitoriu (perioadele de scurtcircuit și revenire) este :

$$\frac{di_d}{dt} = \frac{C_2 \mu_{ED} + C_3 \mu_D - \mu_E \frac{i_D}{T_D}}{A_2}$$

$$\frac{di_q}{dt} = \frac{C_1 - \frac{i_Q}{T_Q}}{A_1} \quad (5.40)$$

$$\frac{di_E}{dt} = \frac{-C_3(x_s + x_d \sigma_{dD}) - C_2 [\sigma_{dD} - \sigma_{dE} + \mu_E(1 - \sigma_{dD})]}{A_2}$$

$$- \frac{i_D}{T_D} [x_s(1 - \mu_E) + x_d(\sigma_{dE} - \mu_E)] ;$$

$$\frac{di_D}{dt} = \frac{C_2 \cdot x_d [\sigma_{dD} - \sigma_{dE} - \mu_D(1 - \sigma_{dE})] + \frac{i_D}{T_D} (x_s + x_d \sigma_{dE}) + C_3 [x_s(1 - \mu_D) + x_d(\sigma_{dD} - \mu_D)]}{A_2}$$

$$\frac{di_Q}{dt} = \frac{\frac{i_Q}{T_Q} (x_s + x_q) - C_1 \cdot x_q (1 - \sqrt{qQ})}{A_1}$$

$$\frac{d\psi}{dt} = \omega ;$$

$$\frac{d\omega}{dt} = \frac{1}{T_M} (m_m - m_e) .$$

La acest sistem de ecuații diferențiale se adaugă ecuațiile fluxurilor din sistemul (5.2).

Sistemele (5.2) și (5.40) (împreună cu expresiile fluxurilor) caracterizează complet funcționarea MS echivalente în regimurile permanent și tranzitoriu.

Structura acestor sisteme se modifică în funcție de condițiile electrice și mecanice impuse de regimul de funcționare al mașinii pe care dorim să-l studiem.

Din acest punct de vedere se pot lua în considerare următoarele situații :

1) $\frac{d^2\psi}{dt^2} = 0$, ceea ce corespunde regimului permanent de funcționare, adică acela în care MS este în sincronism cu rețeaua SE. În această situație, ecuația mișcării nu mai este o ecuație diferențială ($\frac{d^2\psi}{dt^2} = 0$) ci este utilizată numai pentru a verifica dacă $m_m = m_e$.

2) $\frac{d^2\psi}{dt^2} \neq 0$, ceea ce corespunde regimului tranzitoriu. În acest caz sistemul este complet, întrucît cuprinde toate cele șapte ecuații diferențiale.

În soluționarea sistemelor amintite se poate ține seama de următoarele considerente [9], [28] :

- Fenomenele electromagnetice în timpul scurtcircuitului brusc sînt mult mai rapide decît cele mecanice, deci se poate considera $m_m = \text{const.}$

În această situație sistemul de ecuații diferențiale folosit este liniar.

- În ipoteza că mașina are un moment de inerție mare (cazul HG antrenate de turbine hidraulice), se poate admite că fenomenele de la începutul procesului tranzitoriu se desfășoară pentru o perioadă de timp foarte scurtă, la $\frac{d\psi}{dt} = \text{const.}$ După aceea, din cauza componentei alternative a cuplului electromagnetic, unghiul nu mai variază uniform în timp și deci este necesară introducerea

ecuației mișcării, ceea ce dă un caracter neliniar sistemului de ecuații diferențiale.

- Se presupune că fluxurile ca străbat înfășurările nu pot varia în salturi (la acest fel de variație a fluxurilor apar tensiuni infinite de mari). Deci, în primul moment după apariția scurtcircuitului fluxurile rămân neschimbate, apoi încep să se modifice.

Influența sistemelor de reglare automată a tensiunii și vitezei (RAT și RAV) se poate studia de asemenea cu sistemele menționate. În acest caz la ecuațiile care constituie modelul matematic folosit se adaugă ecuațiile care modelează cele două sisteme [v. relațiile (2.17) și (2.20)].

În această situație, la ecuațiile (5.40) se adaugă încă două ecuații reprezentând vitezele de variație în timp a tensiunii de excitație (u_E) precum și a cuplului mecanic (m_m), și anume:

$$\frac{du_E}{dt} = \frac{1}{T_{RT}} [u_{E0} - u_E + K_{RT} (u_{S0} - u_S)] ; \quad (5.41)$$

$$\frac{dm_m}{dt} = \frac{1}{T_{RV}} [m_{m0} - m_m - K_{RV} (\omega - 1)] . \quad (5.42)$$

În aceste ecuații :

u_{E0} este tensiunea de excitație a GS din regimul anterior perturbației, în [p.u.] ;

u_{S0} - tensiunea statorică pe fază a GS din regimul anterior perturbației, în [p.u.] ;

m_{m0} - cuplul mecanic dezvoltat de turbină în regimul anterior perturbației, în [p.u.] .

După cum se constată, în această variantă, modelul matematic cuprinde nouă ecuații diferențiale.

În cadrul calculului privind regimul de scurtcircuit se calculează și valorile stabilizate ale curentului, tensiunii și puterii de scurtcircuit de la bornele generatorului. Aceste valori se obțin cu ajutorul relațiilor :

$$i_{qsc} = - \frac{(r_{ssc} + \frac{2}{3} r_l) u_E}{(r_{ssc} + \frac{2}{3} r_l)^2 + (x_{ssc} + x_d)(x_{ssc} + x_q)} ; \quad (5.43)$$

$$i_{dsc} = \frac{x_{ssc} + x_q}{r_{ssc} + \frac{2}{3} r_l} i_{qsc} ; \quad (5.44)$$

$$i_{sc} = \sqrt{i_{dsc}^2 + i_{qsc}^2} \quad ; \quad (5.45)$$

$$u_{dsc} = r_{ssc} \cdot i_{dsc} - x_{ssc} \cdot i_{qsc} \quad ; \quad (5.46)$$

$$u_{qsc} = r_{ssc} \cdot i_{qsc} + x_{ssc} \cdot i_{dsc} \quad ; \quad (5.47)$$

$$u_{sc} = \sqrt{u_{dsc}^2 + u_{qsc}^2} \quad ; \quad (5.48)$$

$$P_{sc} = u_{dsc} \cdot i_{dsc} + u_{qsc} \cdot i_{qsc} \quad . \quad (5.49)$$

Prin soluționarea sistemelor prezentate se obține variația în timp a valorilor și mărimilor exprimate în unități "Per-unit".

Pentru obținerea acestor mărimi exprimate în unități naturale este necesară utilizarea factorilor de scară, obținuți din mărimile de raportare folosite. (cap.2).

Se reamintește că rezultatele obținute, reprezintă mărimile care caracterizează comportarea generatorului echivalent. Pentru a obține mărimile care caracterizează mașina reală trebuie folosite relațiile de transformare pentru curenții, tensiunile și fluxurile statorice.

Din examinarea rezultatelor obținute din calculele efectuate pentru diverse durate ale scurtcircuitului se determină durata limită pentru care generatorul este încă tranzitoriu stabil.

5.2. PROGRAM PENTRU DETERMINAREA STABILITĂȚII TRANZITORII A GENERATORULUI SINCRON CU POLI APARENȚII.

Pe baza algoritmilor și modelelor matematice prezentate în acest capitol am întocmit programul STABSIN pentru determinarea stabilității tranzitorii a GS cu poli aparenți folosind calculatorul WANG 2200 VP.

Algoritmul de programare folosește pentru simularea GS în condițiile electrice și mecanice impuse de regimurile de funcționare studiate, variante ale sistemului de ecuații Park scrise în sistemul de unități "Per-unit".

Algoritmul de programare cuprinde două sisteme de ecuații și anume :

- sistemul (5.14), compus din ecuații algebrice din care se determină mărimile caracteristice regimului permanent, și
- sistemul (5.40) compus din ecuații diferențiale care de-

finesc regimul tranzitoriu corespunzător atât perioadei de scurtcircuit, cât și perioadei de revenire de după lichidarea scurtcircuitului. La acest sistem se adaugă ecuațiile de modelare a sistemelor de RAT și RAV, precum și ecuațiile algebrice ale fluxurilor din sistemul (5.2).

Trecerea de la regimul permanent în cel de scurtcircuit și apoi în revenire se realizează cu ajutorul parametrilor sarcinii, calculați în prealabil.

Pentru determinarea mărimilor caracteristice regimului permanent al GS este necesară cunoașterea parametrilor generatorului (calculați în capitolul 3), date din cartea tehnică a mașinii sau din calculul regimului staționar impus de rețeaua SE la care este cuplat generatorul.

Mărimile care caracterizează comportarea mașinii în regimul tranzitoriu, cauzat de scurtcircuitul apărut în rețea se obțin prin integrarea numerică a sistemului de ecuații diferențiale, prin metoda Runge-Kutta 4, pasul de integrare fiind la alegerea utilizatorului.

Calculul stabilității tranzitorii constă [64] în combinarea soluțiilor sistemului de ecuații algebrice cu soluțiile obținute din integrarea numerică a sistemului de ecuații diferențiale.

Datele inițiale sînt cele obținute din regimul permanent anterior apariției perturbației precum și valorile parametrilor sarcinii corespunzător scurtcircuitului.

Pentru studiul perioadei de revenire se folosește aceeași metodă de integrare numerică. Datele inițiale sînt cele obținute la sfîrșitul duratei scurtcircuitului, precum și revenirea parametrilor sarcinii la valorile caracteristice regimului permanent (Rețeaua SE la care este cuplat generatorul a revenit la configurația inițială ca urmare a lichidării defectului de către protecția prin rele).

Determinarea stabilității tranzitorii a GS folosind programul amintit se desfășoară în mai multe etape principale și anume:

- Introducerea datelor tehnice, a parametrilor generatorului și a mărimilor impuse de funcționarea generatorului cuplat la rețeaua SE;
- Determinarea constantelor necesare desfășurării în continuare a calculelor folosind relațiile : (2.37)...(2.40), (5.6), (5.8), (5.10), (5.11), (5.13) și (5.33);
- Calculul regimului permanent în condițiile impuse de valorile parametrilor sarcinii (r_s , x_s) cu relațiile (5.14)...(5.21);
- Calculul regimului tranzitoriu cauzat de scurtcircuit simulat prin modificarea parametrilor sarcinii (r_{ssc} , x_{ssc}). Această etapă cu-

cuprinde :

- recalcularea constantelor C_1, C_2, C_3, A_1, A_2 , date de relațiile (5.22), (5.28), (5.30), (5.25), (5.34);
- integrarea sistemului de ecuații diferențiale (5.40) completat cu ecuațiile (5.41) și (5.42);
- calculul valorilor tensiunii, curentului și puterii în cazul stabilizării scurtcircuitului (5.43)...(5.49).

- Calculul regimului tranzitoriu în perioada de revenire, cu prinzînd recalcularea constantelor și rezolvarea sistemului amintit

Ordinograma programului de calcul pentru determinarea stabilității tranzitorii a GS cu poli aparenti este redată în figura 5.3

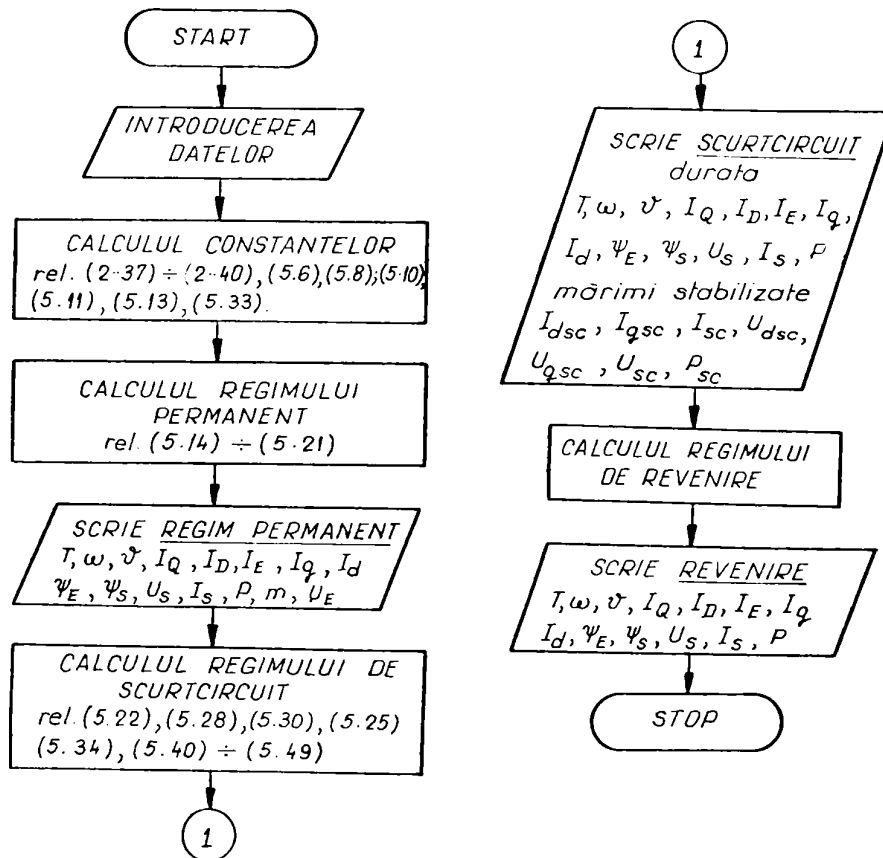


Fig.5.3. Ordinograma programului STABSIN pentru determinarea stabilității GS cu poli aparenti.

Programul elaborat are un caracter general el servind pentru determinarea stabilității tranzitorii a GS cu poli aparenti de puteri unitare mari.

Din acest punct de vedere menționez că:

- Programul este alcătuit în patru variante, și anume:

a) Varianta 1, care simulează comportarea GS în timpul perioadelor de scurtcircuit și revenire, fără luare în considerare a influenței sistemelor de RAT și RAV;

b) Varianta 2, cu luare în considerare a influenței sistemului de RAV;

c) Varianta 3, cu luare în considerare a influenței sistemului de RAT;

d) Varianta 4, cu luare în considerare a influenței ambelor sisteme de reglare.

- Duratele perioadelor scurtcircuitului precum și a revenirii pot fi modificate la cerința utilizatorului;

- Alcătuirea programului permite modificarea tuturor parametrilor, pentru a putea urmări influența acestora asupra comportării mașinii în regimurile amintite;

- Programul are opțiuni pentru tipărirea datelor obținute în cursul rulării, la imprimanta calculatorului (v. Anexa) și salvarea acestora pe disc, pentru a fi folosite la reprezentarea grafică a variației în timp a diverselor mărimi.

Trasarea graficelor se face cu ajutorul programului GUS (Graph Utility System) pe baza datelor salvate pe disc. Acest program se găsește în biblioteca calculatorului WANG 2200 VP.

Am considerat ca semnificativă pentru determinarea stabilității tranzitorii a generatorului reprezentarea variației în timp a curentului, tensiunii, puterii active de la bornele generatorului și mai ales a unghiului intern.

Desigur la cererea utilizatorului poate fi reprezentată grafic variația în timp a oricăreia din mărimile rezultate în urma rulării programului.

Având în vedere scopul propus și anume determinarea cât mai precisă a limitelor de funcționare stabilă a mașinii, menționez că în elaborarea modelului matematic nu a fost neglijată rezistența înfășurărilor statorului și nici variația în timp a modulului fluxului statoric.

Din rulările efectuate am constatat că un compromis optim între precizia și viteza de calcul s-a obținut dacă integrarea se face în 200 puncte pe parcursul unei perioade.

Execuția programului se face pentru diverse durate ale scurtcircuitului, urmînd ca din examinarea variației mărimilor amintite, să se stabilească care este durata limită a scurtcircuitului pentru care generatorul mai revine la sincronism.

5.3. PARTEA APLICATIVA II. DETERMINAREA STABILITATII TRANZITORII A HG DIN CHE MARISELU IN CAZUL UNUI SCURT-CIRCUIT TRIFAZAT IN RETEAUA SEN.

Determinarea stabilității tranzitorii este necesară atît pentru rezolvarea problemei aplicative de producție abordate, cît și pentru a putea aprecia justetea cu care au fost calculate valorile parametrilor (cap.3).

Determinarea stabilității tranzitorii a GS din CHE Mărișelu se va efectua în ipoteza unui scurtcircuit trifazat pe una din liniile de 220 KV ce leagă stația Florești la SEN, dar cît mai aproape de barele de 220 KV ale acesteia, întrucît un astfel de scurtcircuit este considerat ca fiind cel mai grav defect ce se poate ivi în exploatarea CHE Mărișelu.

S-a ales această ipoteză, întrucît un scurtcircuit survenit pe linia de 220 KV M-F ar conduce în mod automat la intervenția rapidă a protecției prin relee pentru deconectarea liniei și deci la separarea grupurilor energetice din această CHE la SEN.

Pe baza acestei ipoteze s-a considerat că scurtcircuitul se produce pe linia de 220 KV Florești-Tihău (spre Baia Mare) într-un punct K_1 situat la distanța de 5 Km de barele stației Florești.

Schema electrică din principiu adaptată pentru calcul are aspectul din figura 5.4.

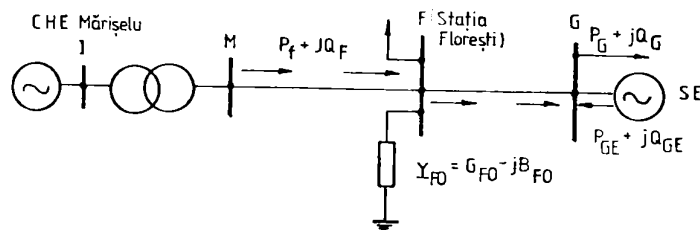


Fig.5.4. Schema electrică de principiu folosită la calculul stabilității tranzitorii.

Aprecierea stabilității tranzitorii a GS din CHE Mărișelu constă în verificarea faptului dacă acestea se mai reprimd în sincronism în urma acționării protecției de distanță pentru intreruperea scurtcircuitului de durată t_0 și produs la distanța d_0 (5 Km) de barele stației de transformare Florești.

Limita de stabilitate pentru această distanță o reprezintă timpul limită t_1 [s] pentru care revenirea la sincronism încă se mai produce.

5.3.1. Calculul regimului staționar inițial.

Calculul regimului staționar inițial se efectuează luindu-se ca bază schema de funcționare prezentată în figura 5.5., pe care sînt indicate datele de exploatare înregistrate la vîrfurile de sarcină maximă dintr-o zi de funcționare normală.

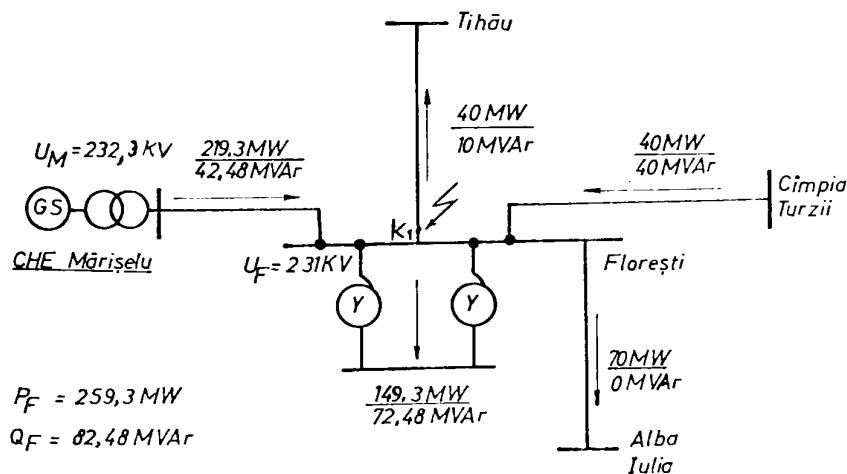


Fig.5.5. Schema de funcționare a SE teritorial Cluj la vîrfurile de sarcină maximă dintr-o zi normală.

5.3.1.1. Determinarea puterilor active și reactive în punctele M și F ale liniei de 220 KV.

Acest calcul se efectuează în ipoteza că CHE Mărișelu debitează energia în SEN funcționînd cu toate cele trei grupuri egal încărcate.

În acest caz, puterea activă pe barele stației de conexiuni Mărișelu (punctul M), conform HCM - 2169/XI-1969, este limitată la 220 MW din motive hidrotehnice.

Pentru calcul se folosește schema echivalentă a LEA 220 KV M - F prezentată în figura 3.30.

Din schema prezentată în figura 5.5. rezultă :

$U_F = 231 \text{ KV}$ - tensiunea de linie pe barele stației de transformare Florești;

$P_{MFF} = 73,1 \text{ MW}$ - puterea activă debitată de un singur generator în nodul F;

$Q_{MFF} = 14,16 \text{ MVAR}$ - puterea reactivă debitată de un singur generator în nodul F.

Linia M - F avînd numai susceptanță capacitivă (conductanța tran. rsală este neglijabilă), iar puterile considerîndu-se în punctul F, rezultă :

$$P_2' = P_2 = P_{MFF} ;$$

$$Q_2' = Q_2 - \Delta P_{C2} = Q_{MFF} - U_M^2 \frac{B_{MFFPU} \cdot L}{2} =$$

$$= 14,16 - 232,5^2 \cdot 0,356 \cdot 10^{-4} = 12,24 \text{ MVAR} .$$

Deci, pierderile de putere activă și reactivă în LEA 220 KV M - F sînt :

$$\Delta P_{MF} = \frac{P_2'^2 + Q_2'^2}{U_2^2} R_L = 0,113 \text{ MW} ;$$

$$\Delta Q_{MF} = \frac{P_2'^2 + Q_2'^2}{U_2^2} X_L = 1,554 \text{ MVAR} .$$

În nodul M al liniei M - F avem :

$$P_{MFM} = P_{MFF} + \Delta P_{MF} = 73,3 \text{ MW} ;$$

$$Q_{MFM} = Q_{MFF} + \Delta Q_{MF} + U_M^2 \frac{B_{MFFPU} \cdot L}{2} = 17,24 \text{ MVAR} ;$$

$$S_{MFM} = \sqrt{P_{MFM}^2 + Q_{MFM}^2} = 75,3 \text{ MVA} .$$

Căderea de tensiune în LEA 220 KV M - F, în cazul funcționării unui singur generator, este :

$$\Delta U_{MF} = \frac{P_{MFF} \cdot R_L + Q_{MFF} \cdot X_L}{U_F} = 1,29 \text{ KV} .$$

Tensiunea la începutul liniei (nodul M) este :

$$U_M = U_F + \Delta U_{MF} = 232,29 \text{ KV} .$$

5.3.1.2. Determinarea curentului, tensiunii și puterilor la bornele HG.

Pierderile de putere activă și reactivă în transformatorul bloc sînt :

$$\Delta P_T = \Delta P_{cu} + \Delta P_{Fe} = \frac{S_T^2}{U_{n2}^2} R_T + \Delta P_{Fe} = 0,353 \text{ MW} ;$$

$$\Delta Q_T = \Delta Q_{cu} + \Delta Q_{Fe} = \frac{u_{sc} [\%]}{100} \frac{S_T^2}{S_{Tn}} + \frac{i_0 [\%]}{100} S_n = 8,235 \text{ MVAR} .$$

Puterile activă și reactivă care intră în transformatorul bloc:

$$P_{1T} = P_{MFM} + \Delta P_T = 73,653 \text{ MW} ;$$

$$Q_{1T} = Q_{MFM} + \Delta Q_T = 25,475 \text{ MW} .$$

Puterile activă și reactivă, aparentă, tensiunea și curentul la bornele HG sînt :

$$P_g = P_{1T} + P_{SI} = 74 \text{ MW} ;$$

$$Q_g = Q_{1T} + Q_{SI} = 25,8 \text{ MVAR} ;$$

(P_{SI} și Q_{SI} sînt puterile activă și reactivă absorbite de serviciile interne).

$$S_g = \sqrt{P_g^2 + Q_g^2} = 78,37 \text{ MVA} ;$$

$$U_1 = \frac{U_M}{k_T} = 15,12 \text{ KV}, U = \frac{U_1}{\sqrt{3}} = 8,74 \text{ KV} ;$$

$$I_g = \frac{S}{\sqrt{3} U_1} = 2,996 \text{ KA} .$$

5.3.2. Calculul efectiv al stabilității tranzitorii a HG de 90 MVA.

Calculul efectiv al stabilității tranzitorii a HG de 90 MVA, respectiv studiul comportării acestuia în cazul unui scurtcircuit simetric survenit pe linia Florești-Tihău la o distanță de 5 Km aval de stația de conexiuni și transformare Florești, se efectuează cu ajutorul programului STABSYN.

Datele de intrare necesare execuției variantelor programului constau din :

- date tehnice privind HG de 90 MVA, conform paragrafului 3.7.1 ;
- valorile impedanțelor de bază folosite în raportare ($A_n, A_{Eb}, A_{Db}, A_{Qb}$), conform tabelului 3.2;
- valorile rezistențelor (R_1, R_E, R_D, R_Q), conform tabelului 3.2 ;
- valorile saturate ale reactanțelor ($X_{ads}, X_{aqs}, X_{ds}, X_{qs}, X_{Es}, X_{Ds}, X_{Qs}$) conform tabelului 3.6;
- parametrii rețelei de legătură a CHE Mărigelu la SEN conform paragrafului 3.7.4;
- valorile parametrilor sarcinii corespunzătoare regimului permanent (r_s, x_s) și de scurtcircuit (r_{ssc}, x_{ssc}), raportate la bornele HG.

În cadrul opțiunii de tipărire am considerat semnificative rezultatele următoarelor mărimi: cuplul mecanic (m); tensiunea de excitație (U_E); timpul ; viteza unghiulară (ω); unghiul intern (γ_0), curenții din înfășurările mașinii echivalente ($I_Q, I_D, I_E, I_q, I_d, I_s$); fluxurile din înfășurarea de excitație și statorică (Ψ_E, Ψ_S), tensiunea statorică pe fază (U_S) și puterea activă debitată (P).

În cadrul studiului întreprins cu ajutorul variantelor programului STABSIN s-a putut releva influența sistemelor de reglaj automat, a duratei scurtcircuitului precum și a stării de saturație a mașinii asupra stabilității tranzitorii a acesteia.

În urma rulărilor programului în diferitele sale variante și cazuri de funcționare ale HG s-au obținut rezultatele concretizate în reprezentările grafice prezentate în figurile 5.6, 5.18.

Studiul influenței S.R.A. asupra comportării HG în perioadele de scurtcircuit și revenire s-a făcut pentru o durată a scurtcircuitului fixată la 0,1 s, în următoarele ipoteze de funcționare :

- HG fără R.A. - varianta 1-a a programului ;
- HG cu RAV - " 2-a " ;
- HG cu RAT - " 3-a " ;
- HG cu RAV și RAT - " 4-a " .

Execuția programului în această ultimă variantă este prezentată în anexă.

Variația în timp a mărimilor U_S, I_S, P_g, γ_0 , este prezentată în figurile 5.6, 5.18 și 5.19.

1. Variația tensiunii pe fază - figura 5.6.

Se constată că, în toate cele patru ipoteze de funcționare variația acestei mărimi este identică. În momentul apariției scurtcircuitului această tensiune scade aproape la jumătate, se menține constantă pe toată durata scurtcircuitului, crește brusc la lichidarea acestuia până aproape la valoarea ei din regimul permanent, iar în perioada de revenire continuă să crească ușor atingând după aproximativ 1 sec. valoarea corespunzătoare regimului permanent inițial.

Din cele de mai sus se poate spune că influența acțiunii S.R.A. este nesemnificativă asupra variației tensiunii. Acest lucru se datorează faptului că HG funcționează cuplat la barele de putere infinite ale SEN.

2. Variația curentului statoric - figura 5.7.

Se constată că, în toate cele patru variante de funcționare, variația curentului statoric este identică. Amplitudinea maximă (apărută în prima jumătate de perioadă) atinge o valoare de aproximativ șapte ori valoarea corespunzătoare regimului permanent, restul oscilațiilor fiind amortizate. Odată cu lichidarea scurtcircuitului valoarea curentului revine brusc la o valoare foarte apropiată de cea corespunzătoare regimului permanent inițial. După o perioadă de revenire de c.c. a 3-4 s., în care se manifestă o creștere lentă a curentului debitat, acesta revine la valoarea sa inițială.

Este de menționat faptul că, un șoc de curent de valoarea arătată provoacă forțe electrodinamice importante, care solicită foarte intens capetele de bobine statorice și poate provoca deranjamente serioase în circuitul de excitație.

Din acest motiv se impune acordarea unei atenții deosebite atât din partea proiectantului cât și a executantului în ceea ce privește dimensionarea și consolidarea capetelor de bobine statorice, precum și a bobinelor înfășurării inductoare.

În acest caz, deasemenea, influența S.R.A. cu care este echipat HG, asupra variației curentului statoric debitat, nu este semnificativă.

3. Variația puterii active - figura 5.8.

Se constată că, pe durata scurtcircuitului puterea activă variază oscilant amortizat, amplitudinile ei, atât pozitive cât și negative, scăzând ușor spre sfârșitul perioadei de scurtcircuit.

Imediat după lichidarea scurtcircuitului, puterea activă crește foarte rapid până la o valoare apropiată de cea corespunzătoare regimului permanent, pe care o atinge după o variație crescătoare la

tă de cca 3,4 s.

Influența SRA asupra variației puterii active nu este semnificativă nici în acest caz.

4. Variația unghiului intern al HG (ψ_0) - figura 5.9.

După cum s-a mai arătat, aceasta este, din punctul de vedere al determinării stabilității tranzitorii, cea mai semnificativă mărime.

Din examinarea acestei reprezentări grafice se constată următoarele :

- cele mai mari valori pe care le atinge unghiul intern se produc în perioada de revenire;

- la funcționarea HG fără RA unghiul ψ_0 crește continuu și ca atare acesta iese din sincronism (curba 1);

- la funcționarea HG echipat numai cu RAT (curba 3), situația este asemănătoare, dar procesul de ieșire din sincronism al HG se desfășoară mai lent decât în cazul precedent. Aceasta înseamnă că sistemul de RAT are o influență pozitivă asupra stabilității tranzitorii a HG, în sensul că lărgeste domeniul de stabilitate.

Acțiunea sistemului de RAT se manifestă pregnant în timpul perioadei de revenire, deoarece din cauza duratei scurtcircuitului de numai 0,1 s, acțiunea lui nu se face simțită;

- la funcționarea HG numai cu RAV (curba 2), situația este mai favorabilă, fără a fi suficient de satisfăcătoare din punct de vedere al stabilității tranzitorii, deoarece unghiul ψ_0 prezintă o tendință de stabilizare la o valoare mult superioară (cca. 2 rad.) valorii corespunzătoare regimului permanent inițial;

- la funcționarea HG prevăzut cu ambele S.R.A. (curba 4), situația este favorabilă întrucât unghiul intern revine după o serie de oscilații cu amplitudini din ce în ce mai mici la valoarea sa inițială, după o perioadă de revenire de aproximativ 25-30 s.

De altfel acest lucru este vizibil și în figura 5.18 (curba 1)

Unghiul limită (ψ_{cr}) la care generatorul mai revine la sincronism după eliminarea scurtcircuitului de către protecții este de 115° și apare la 1,4 s de la începutul perioadei de revenire.

În această situație, HG se poate considera cu certitudine tranzitoriu stabil.

În continuare, pentru următoarele testări va fi folosită numai această variantă.

Pentru studiul influenței duratei scurtcircuitului asupra variației mărimilor menționate, testările s-au făcut pentru durate

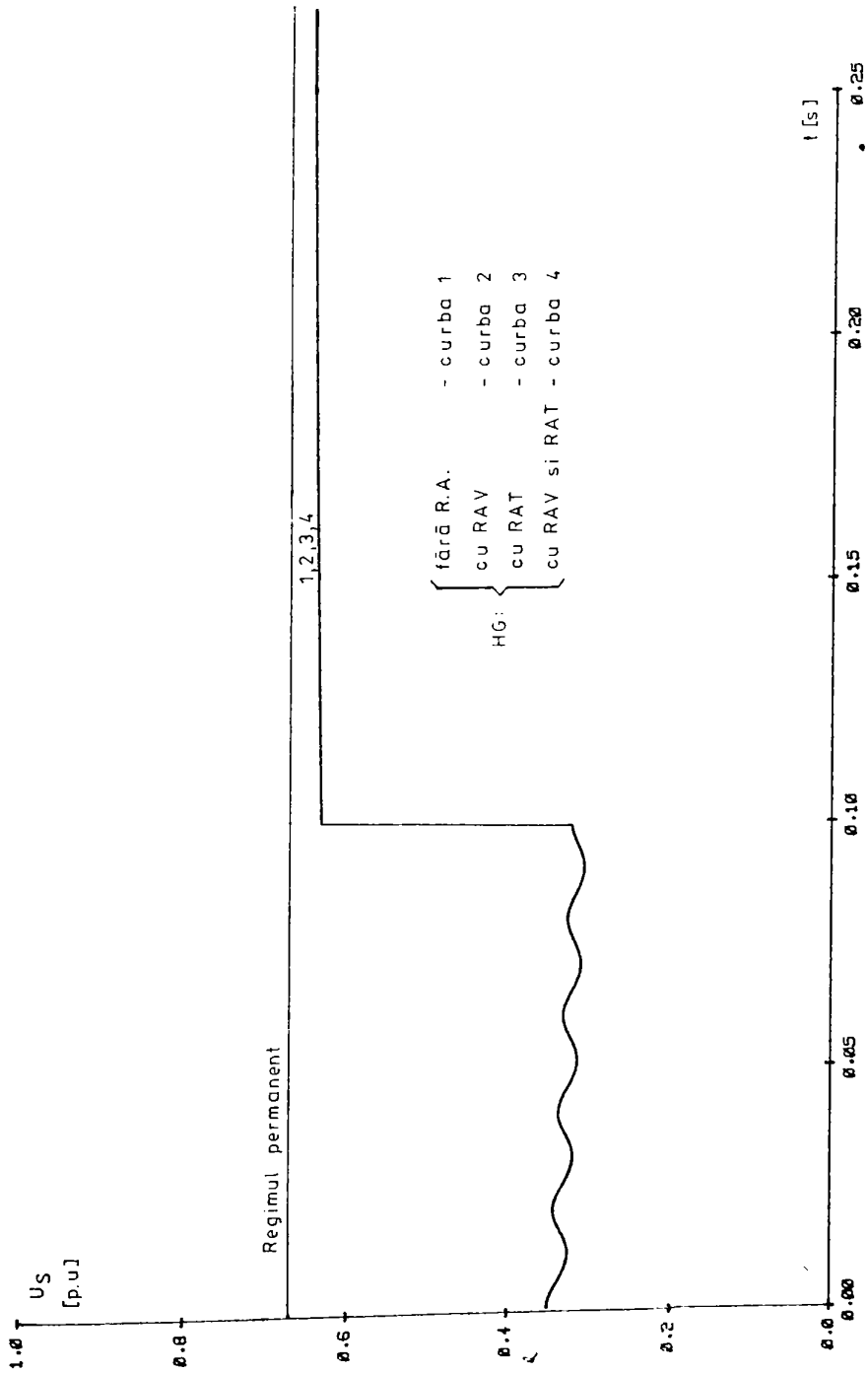


Fig.5.6 Variația tensiunii la borne în cazul unui sc.trifazat simetric de durată 0,1 s.

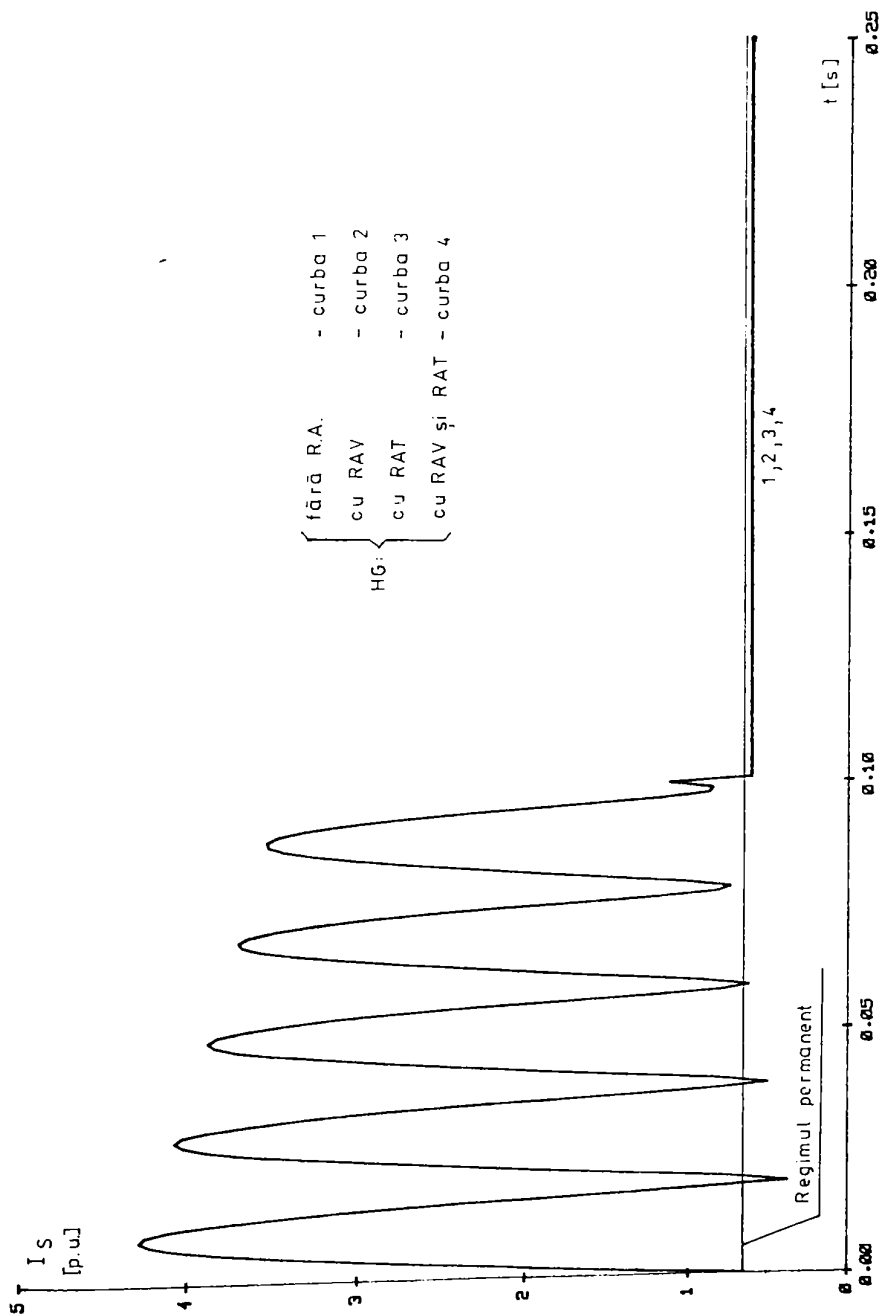


Fig. 5.7 Variația curentului în cazul unui sc.trifazat simetric de durată 0,1 s.

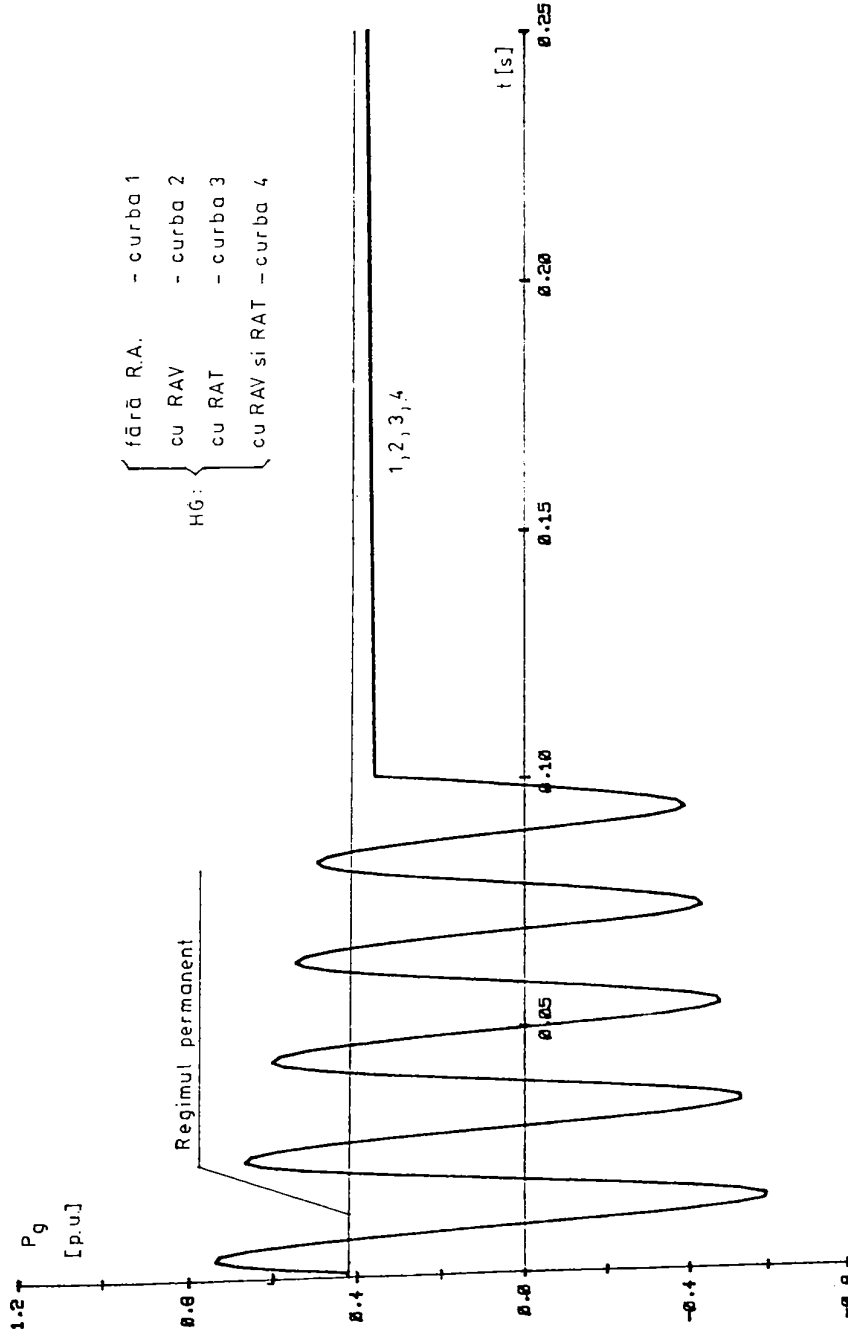


Fig.5.8 Variația puterii active în cazul unui scurtcircuit simetric de durată 0,1 s.

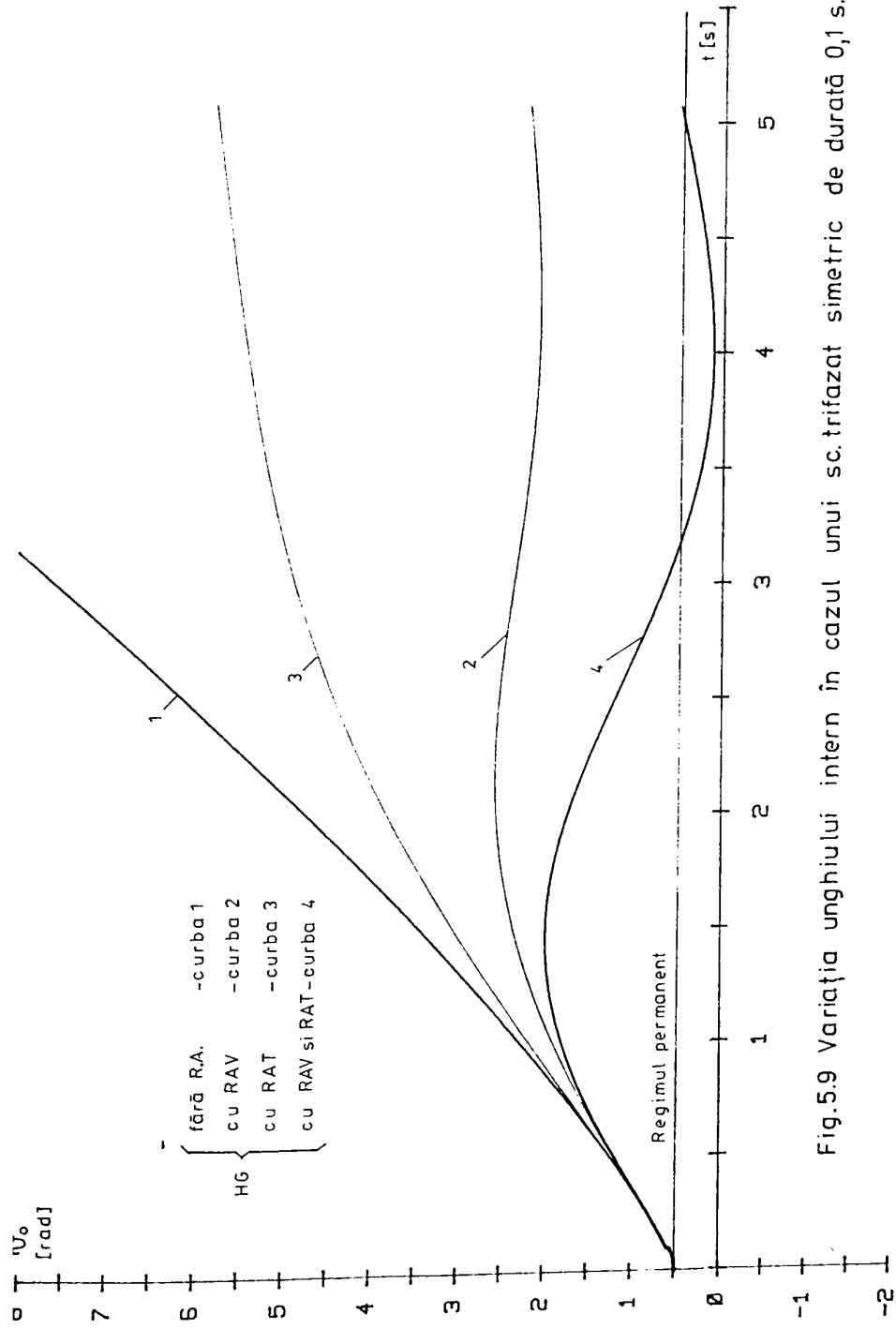


Fig.5.9 Variația unghiului intern în cazul unui sc.trifazat simetric de durată 0,1 s.

ale scurtcircuitului de 0,1; 0,15 și 0,2 s.

Variația în timp a mărimilor considerate semnificative este reprezentată grafic în figurile 5.10+5.13, după cum urmează :

5. Variația tensiunii pe fază - figura 5.10.

Se constată că, în timpul perioadei de scurtcircuit curbele de variație ale tensiunilor corespunzătoare celor trei durate se suprapun un timp, după care continuă același tip de variație.

Odată cu lichidarea scurtcircuitelor tensiunile revin brusc, dar diferențiat, în funcție de durata scurtcircuitului, în apropierea valorii corespunzătoare regimului permanent. În continuare, printr-o variație lent crescătoare ating această valoare după un interval de timp dependent de durata scurtcircuitului.

Influența negativă a duratei scurtcircuitului asupra variației tensiunii la borne se manifestă, cu atât mai pregnant, cu cât durata scurtcircuitului este mai mare.

6. Variația curentului statoric - figura 5.11.

Se constată că, în perioada de scurtcircuit, curbele de variație ale curenților statorici corespunzătoare celor trei durate ale scurtcircuitului se suprapun, urmărind aceeași lege de variație oscilant amortizată. Odată cu lichidarea scurtcircuitelor curenții își revin pe rând, în mod diferențiat, în funcție de duratele testate, pînă în apropierea valorii corespunzătoare regimului permanent inițial. În timpul perioadei de revenire variațiile sînt lent crescătoare, curenții stabilindu-se la valoarea regimului permanent inițial în intervale de timp, funcție de duratele amintite.

Influența negativă a duratei scurtcircuitului asupra variației curentului statoric debitat se manifestă cu atât mai pregnant, cu cât durata scurtcircuitului este mai mare.

7. Variația puterii active - figura 5.12.

Se constată că, în perioada scurtcircuitului curbele de variație ale puterilor active corespunzătoare celor trei durate de scurtcircuit se suprapun, oscilațiile lor amortizîndu-se în timp. Revenirea spre valoarea corespunzătoare regimului permanent inițial se face diferențiat, în funcție de durata scurtcircuitului:

Influența negativă a duratei scurtcircuitului asupra revenirii puterii active debitate, la valoarea regimului permanent, se manifestă cu atât mai pregnant, cu cât durata scurtcircuitului este mai mare.

8. Variația unghiului intern - figura 5.13.

Din examinarea acestei reprezentări grafice rezultă următoarele constatări :

- valorile maxime ale curbelor de variație ale unghiului intern (ϑ_0), corespunzătoare celor trei durate ale scurtcircuitului luate în considerare, apar în perioada revenirii;

- pentru $d_{sc} = 0,1$ (curba 1) valoarea maximă atinsă după 1,4 s de la lichidarea scurtcircuitului este de 113° . Revenirea unghiului ϑ_0 la valoarea inițială se face după o perioadă oscilatorie de cca. 25 s. (v.figura 3.18, curba 1);

În acest caz HG este tranzitoriu stabil.

- pentru $d_{sc} = 0,15$ s (curba 2), după 1,6 s de la lichidarea scurtcircuitului, unghiul intern atinge o valoare maximă de $\vartheta_0 = 160^\circ$. În cursul perioadei de revenire se manifestă și în acest caz tendința de scădere lentă spre valoarea inițială (v.figura 5.18, curba 3), fapt pentru care apreciez că, prin alegerea corespunzătoare a constantelor de timp și a coeficienților de amplificare a S.R.A., este posibilă readucerea funcționării HG pe porțiunea ascendentă a curbei de sarcină (v.figura 2.4);

- pentru $d_{sc} = 0,2$ s, după aproximativ 1,95 s. de la lichidarea scurtcircuitului, unghiul ϑ_0 atinge o valoare maximă de 240° și nu mai este posibilă reprinderea în sincronism a HG.

Influența negativă a duratei scurtcircuitului asupra revenirii la sincronism a HG se manifestă pregnant peste limita de 0,1 s, prin mărirea amplitudinii și a numărului oscilațiilor unghiului intern, lungimea perioadei de amortizare ale acestora, precum și prin stabilirea funcționării generatorului la unghiuri rotorice din ce în ce mai mari. Aceste efecte negative asupra funcționării sînt cu atât mai ample cu cît durata scurtcircuitului este mai mare.

Studiul influenței gradului de saturație al HG asupra comportării acestuia în perioadele de scurtcircuit și revenire a necesitat rulară programului în următoarele condiții :

- durata scurtcircuitului $d_{sc} = 0,1$ s;
- parametrii echivalenți corespunzători următoarelor grade de saturație ale HG:

- a. sub-saturat ($k_{sd}^* = 1,06$);
- b. normal (corespunzător regimului nominal de funcționare) în ($k_{sd}^* = 1,09$);
- c. supra-saturat ($k_{sd}^* = 1,15$).

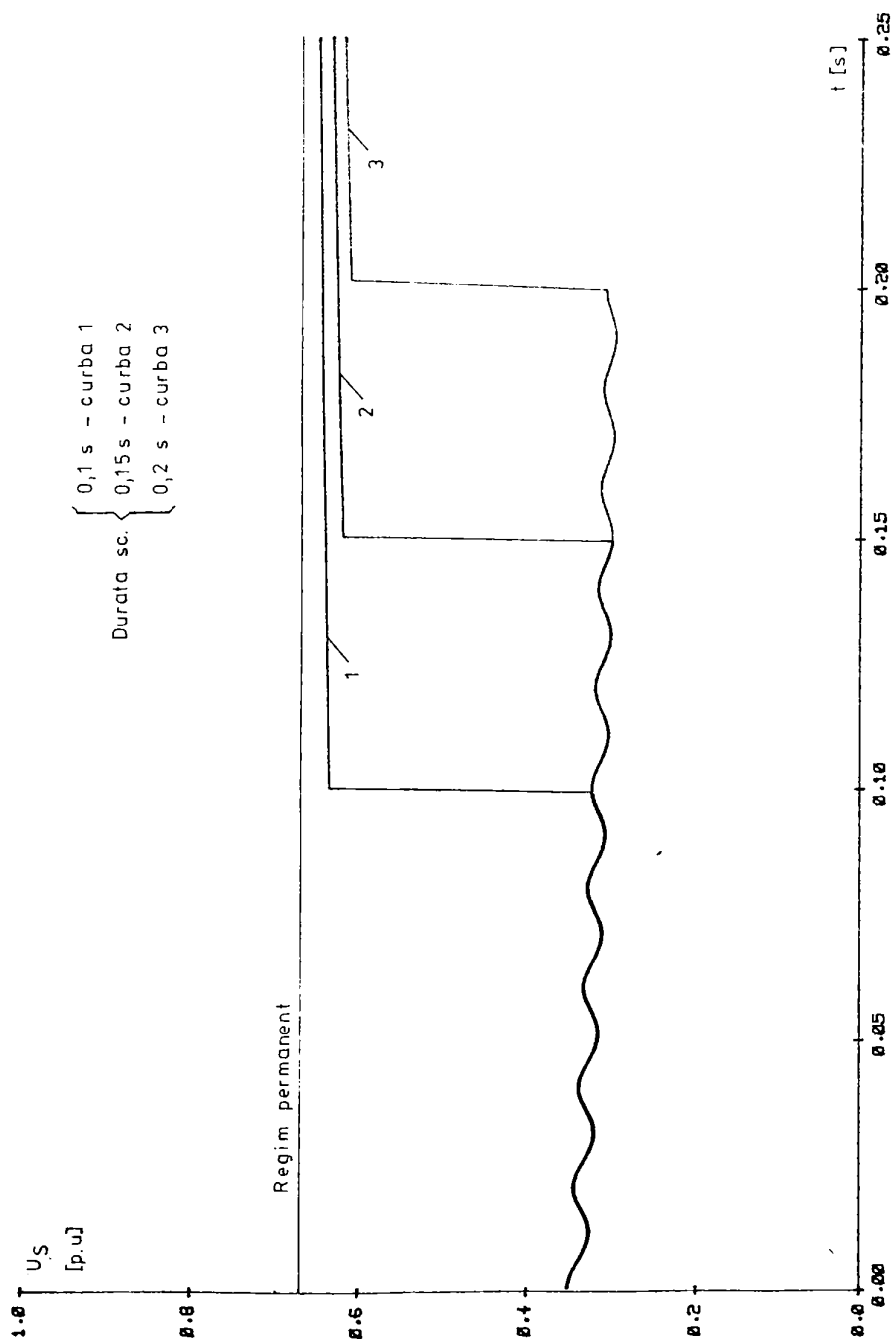


Fig.5.10 Variația tensiunii la borne în cazul unui scurtcircuit simetric.

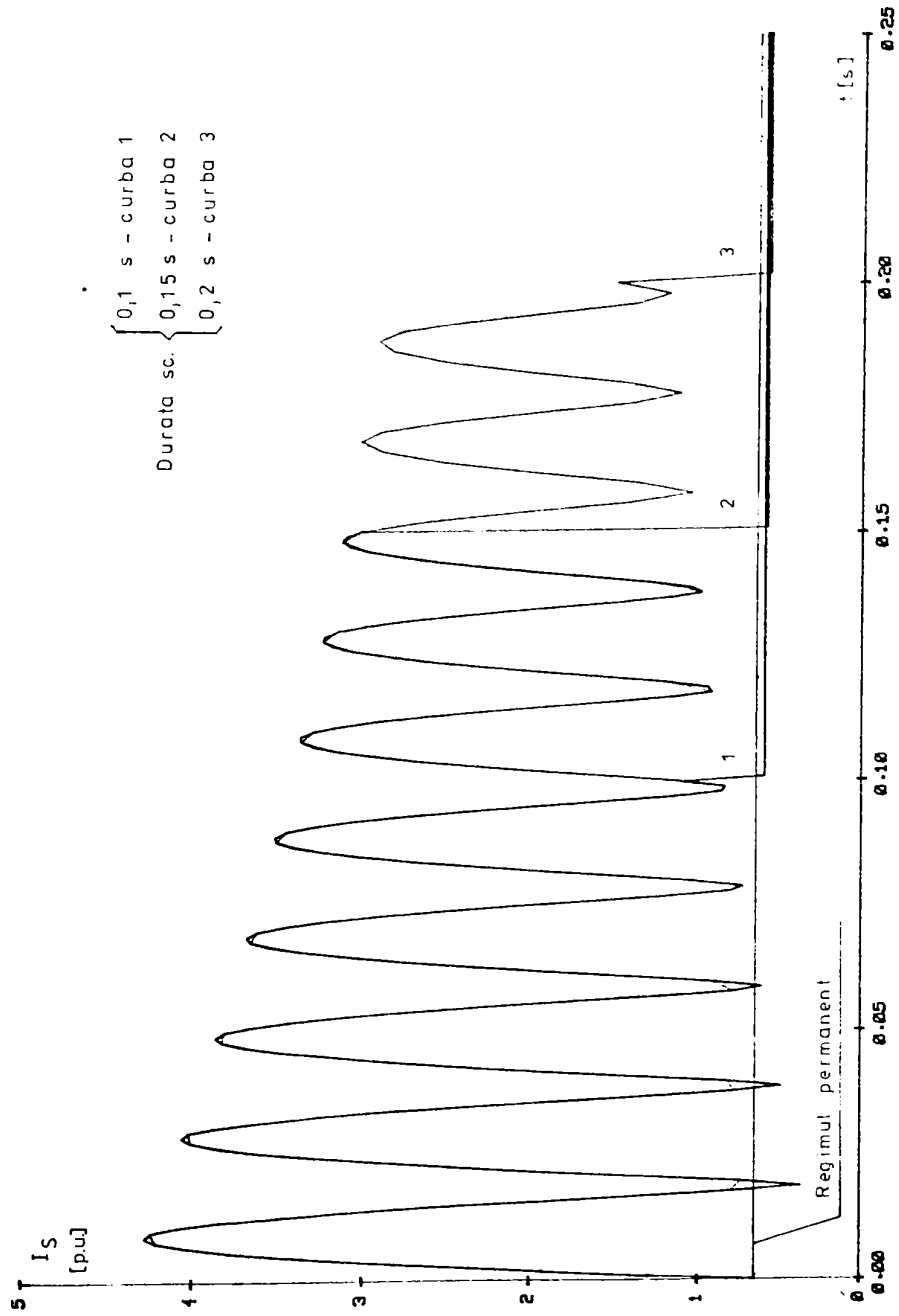


Fig.5.11 Variația curentului în cazul unui sc. trifazat simetric.

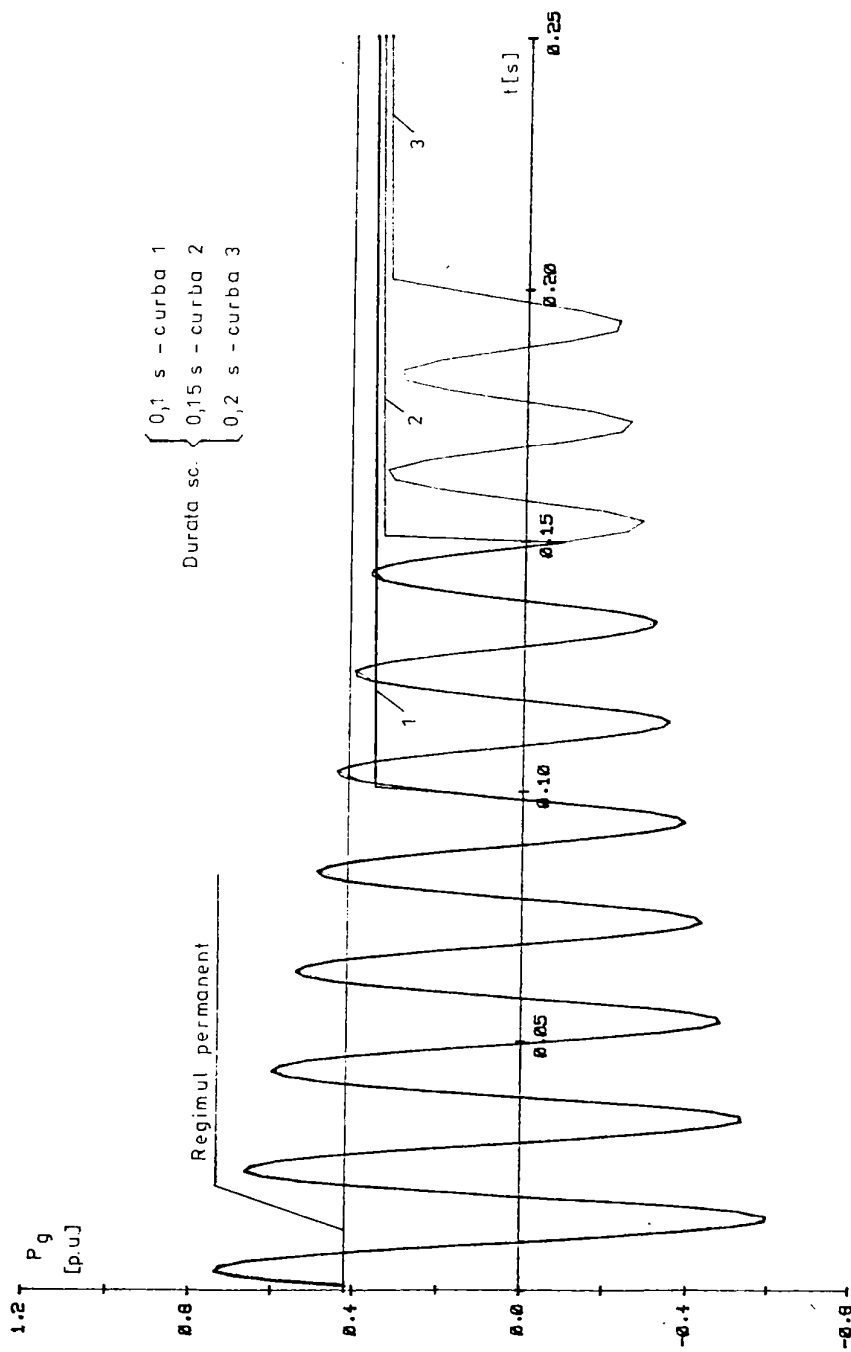


Fig. 5.12 Variația puterii active în cazul unui sc.trifazat simetric.

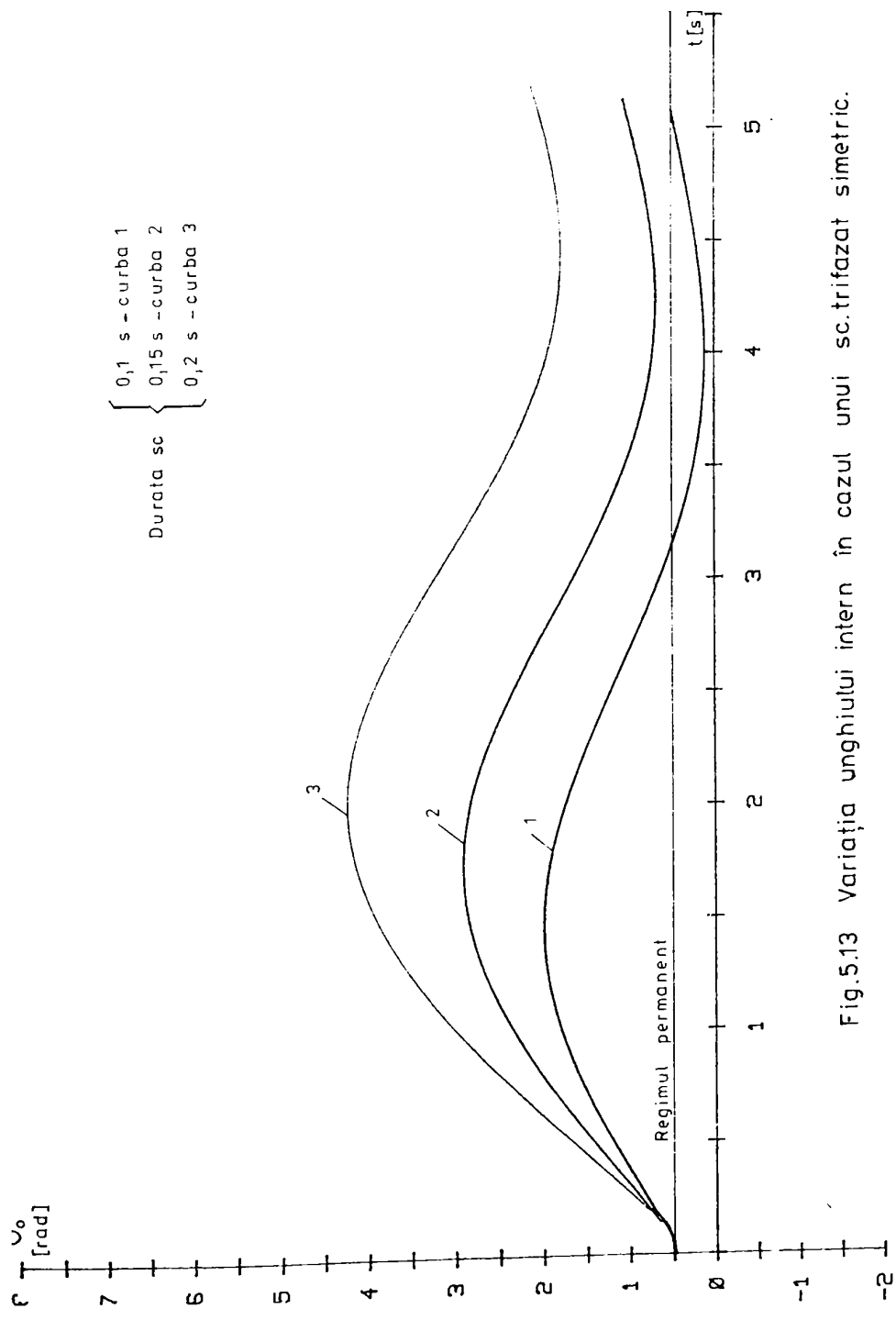


Fig.5.13 Variația unghiului intern în cazul unui sc.trifazat simetric.

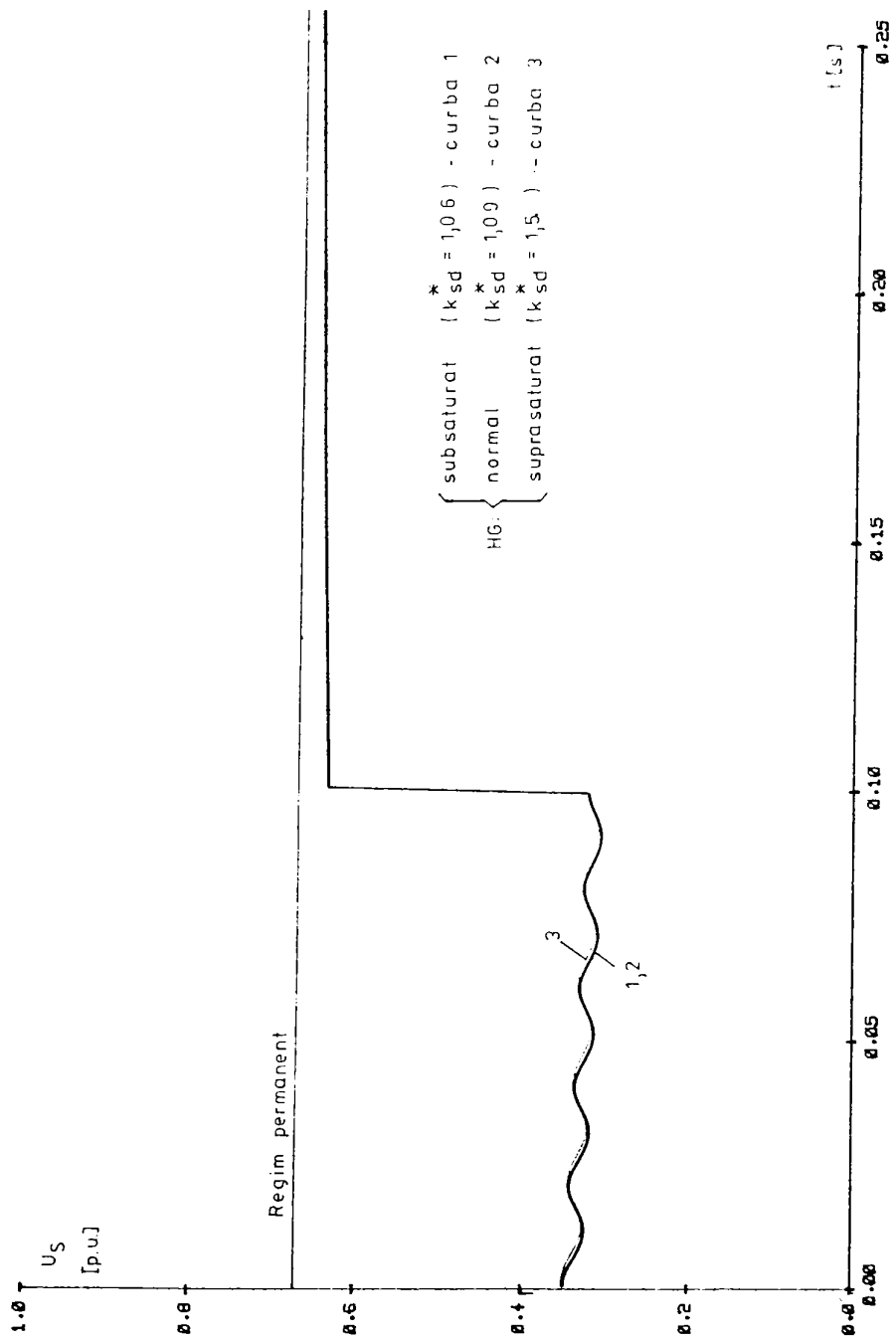


Fig. 5.14 Variația tensiunii la borne în cazul unui sc.frifazat simetric de durată 0,1s.

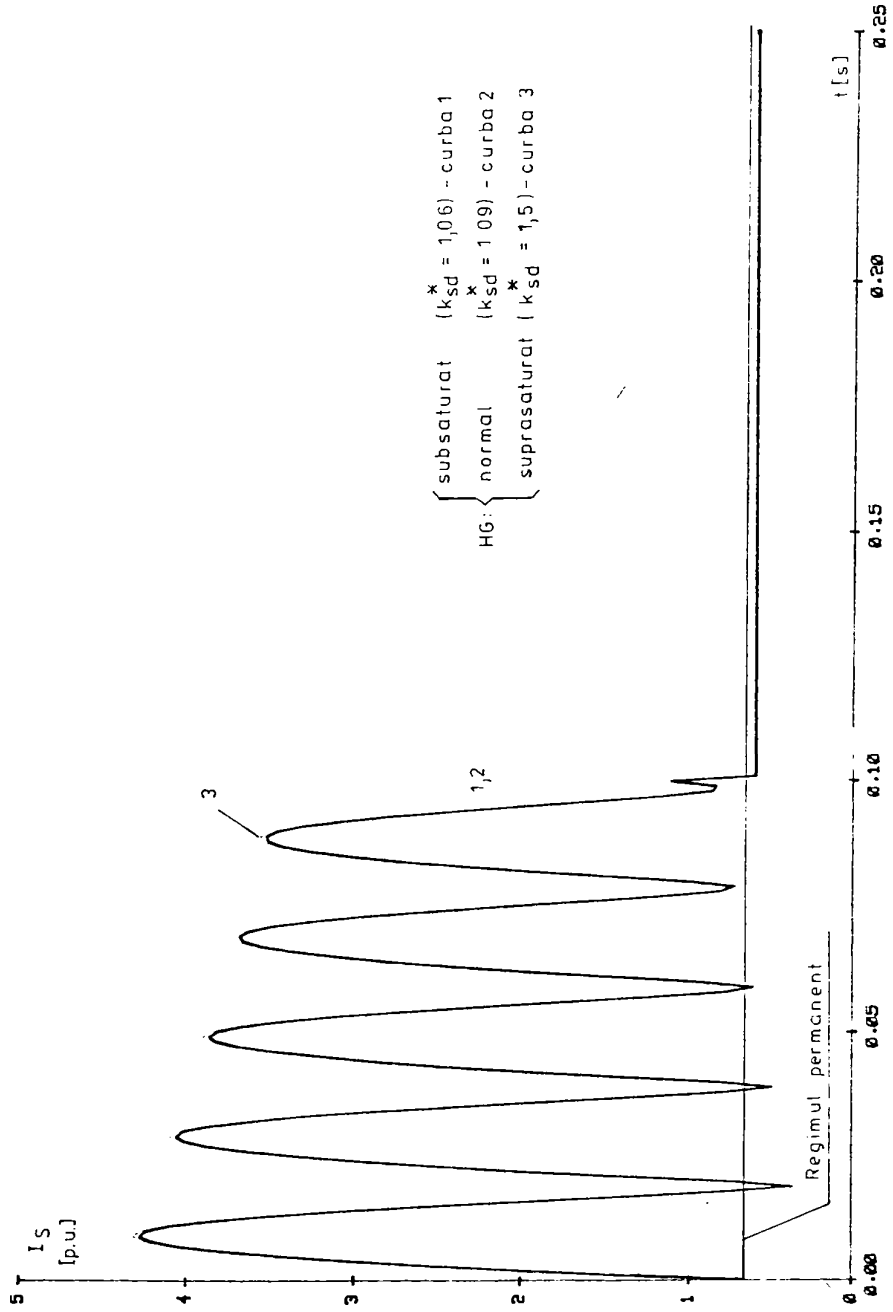


Fig. 5.15 Variația curentului în cazul unui sc.trifazat simetric de durată 0,1 s.

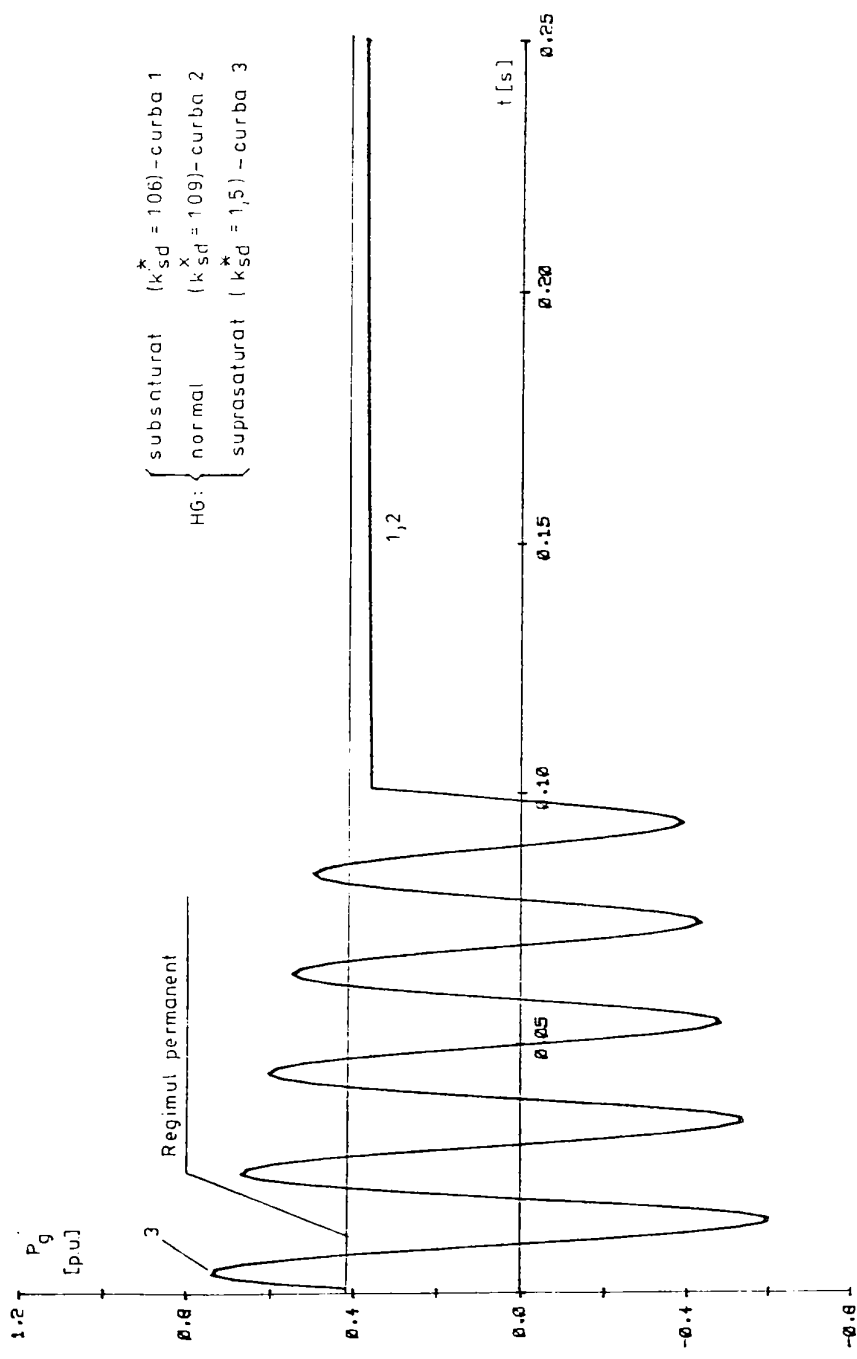


Fig.5.16 Variația puterii active în cazul unui sc. trifazat simetric de durată 0,1s.

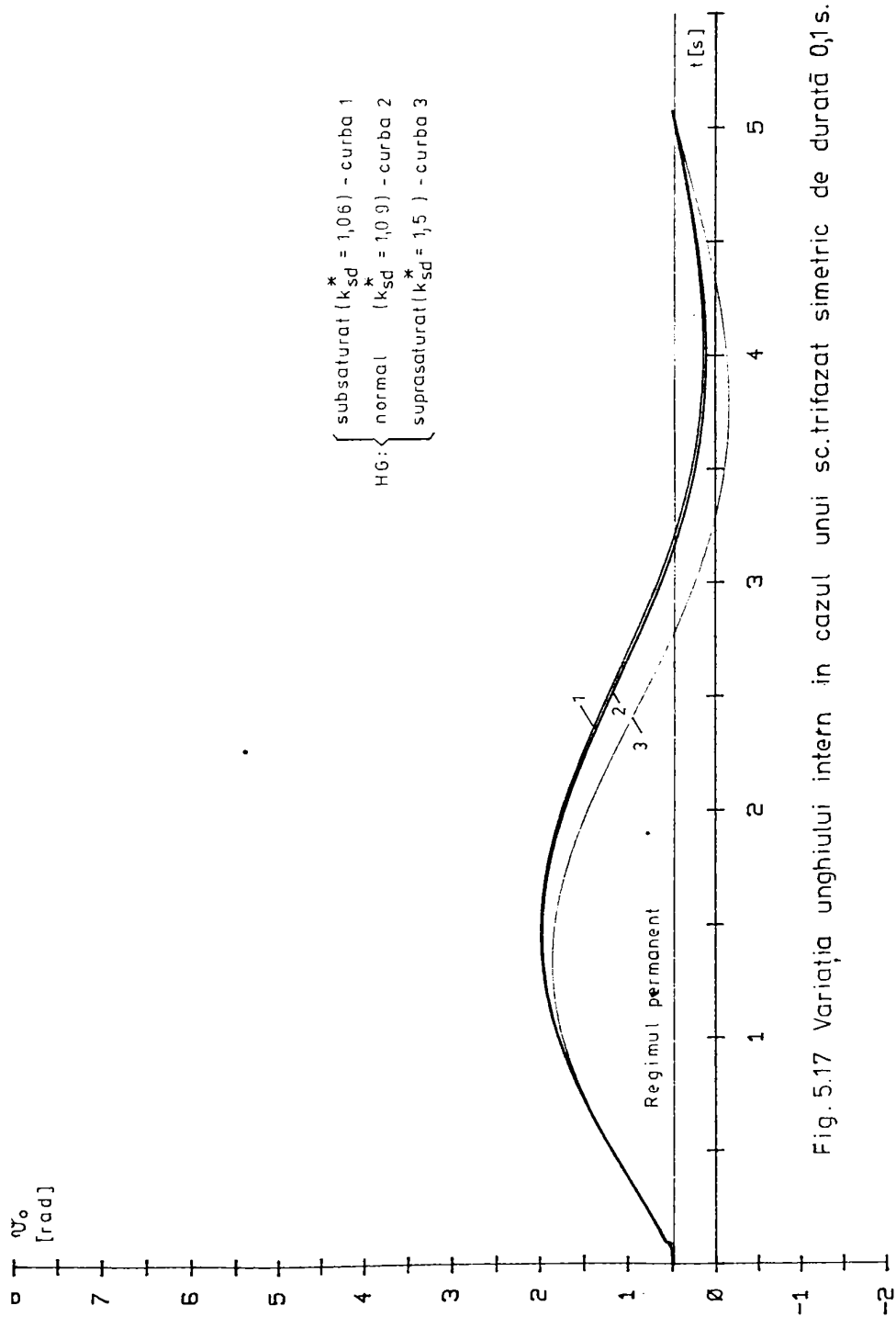


Fig. 5.17 Variația unghiului intern în cazul unui sc.trifazat simetric de durată 0,1 s.

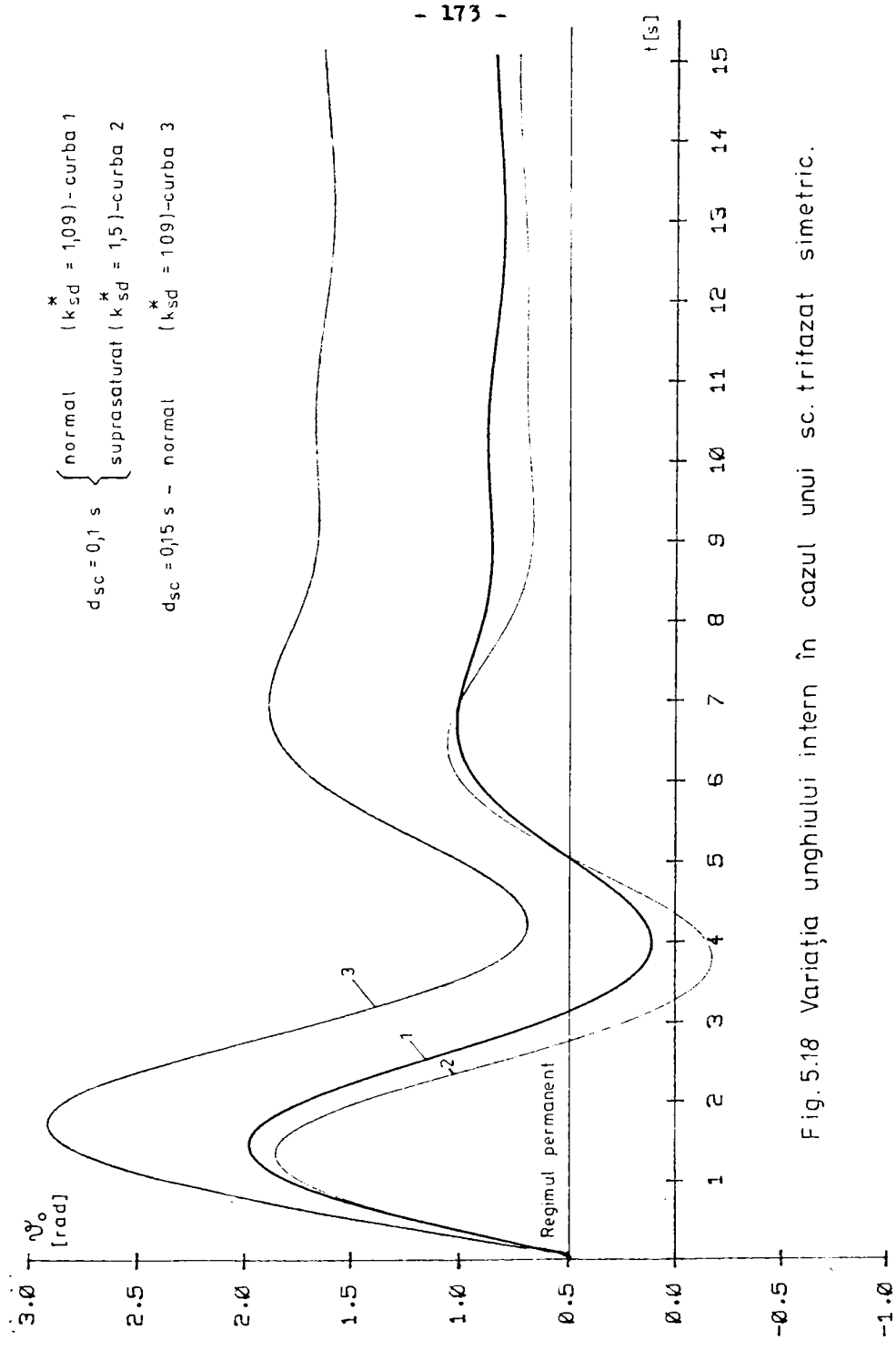


Fig. 5.18 Variația unghiului intern în cazul unui sc. trifazat simetric.

Menționez că, valorile parametrilor corespunzătoare acestor grade de saturație au fost obținute cu ajutorul programului "PARASIN".

Variația în timp a mărimilor considerate semnificative este reprezentată grafic în figurile 5.14, 5.18 după cum urmează :

9. Variația tensiunii pe fază - figura 5.14

Se constată că variația tensiunii în condițiile menționate este influențată de saturație în foarte mică măsură în perioada de scurt-circuit. Deci, se poate spune că această influență poate fi considerată ca fiind practic nesemnificativă. Alături curbelor de variație ale tensiunii este identică cu cea a curbei 4 din figura 5.6.

10. Variația curentului statoric - figura 5.15.

Se constată că variația curentului statoric este influențată în mică măsură în perioada scurtcircuitului. Se observă creșterea amplitudinilor curenților de scurtcircuit cu cât gradul de saturație al mașinii este mai mare (curbă 3). Alături curbelor de variație ale curenților se păstrează ca în figura 5.7. curba 4.

11. Variația puterii active - figura 5.16.

Se constată mărirea amplitudinilor oscilației puterii, în perioada scurtcircuitului, cu cât gradul de saturație al mașinii este mai mare (curba 3). Alături curbelor este identică cu cea din figura 5.8.

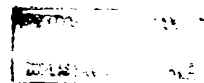
12. Variația unghiului intern - figurile 5.17 și 5.18.

Din examinarea graficelor se constată că saturația are o influență pozitivă asupra variației unghiului intern în timpul perioadei de revenire. Manifestarea acestei influențe constă în micșorarea amplitudinilor maxime, a numărului oscilațiilor și în scurtarea perioadei de timp necesară stabilizării unghiului intern la o valoare staționară. Această influență pozitivă este cu atât mai evidentă, cu cât gradul de saturație este mai pronunțat (curba 2).

Acesta este de fapt motivul pentru care este indicat ca în calculul stabilității funcționale a GS să se ia în considerare valorile saturate ale parametrilor echivalenți.

Față de cele prezentate mai sus se pot trage următoarele concluzii :

- pentru calculul stabilității tranzitorii este indicată utilizarea valorilor saturate ale reactanțelor;
- sistemele de reglare automată ale tensiunii și vitezei (RAT și RAV), prin acțiunea lor, lărgesc și consolidează limita de funcționare tranzitoriu-stabilă, a HG.



- HG de 90 MVA din CHE Mărigelu, prevăzute cu sistemele de RAT și RAV sînt cu certitudine tranzitoriu-stabile la un scurtcircuit trifazat survenit pe una din liniile de înaltă tensiune ce pleacă de pe barele Stației Florești, cu o durată de 0,1 s;

- cu un reglaj corespunzător a celor două sisteme automate se poate obține o stabilitate tranzitorie, și pentru o durată a scurtcircuitului de 0,15 s;

- din motive de securitate constructivă și funcțională este necesar ca protecțiile de distanță de la ambele capete ale liniei delegătură a CHE la SEN să fie reglate pentru treapta I-a extinsă pe întreaga lungime a liniei;

- din aceleași motive este necesară reglarea protecțiilor de distanță ale liniilor de înaltă tensiune ce pleacă de pe barele Stației Florești tot pe treapta I-a extinsă pe întreaga lor lungime;

- din cauza valorii ridicate a șocului de curent de scurtcircuit este necesară o deosebită atenție la consolidarea capetelor de bobine ale înfășurării statorice.

Prin prezenta lucrare s-au urmărit în principal rezolvarea următoarelor două probleme :

- determinarea cât mai precisă și operativă a valorilor parametrilor echivalenți ai GS cu poli aparenti de puteri unitare mari, care debitează energia electrică în SE și

- influența valorilor acestor parametrii asupra stabilității tranzitorii a GS respective.

Principalele concluzii care se desprind din cuprinsul lucrării sînt următoarele :

1. Nomenclatorul de parametrii ai GS și rețelei de legătură la SE este stabilit pe bază de formule, relații de calcul și diagrame în așa fel, încît să poată satisface orice model matematic folosit pentru calculul stabilității tranzitorii.

2. Formulele și relațiile de calcul (3.1), (3.219) privind determinarea parametrilor echivalenți s-au ales din [22, 28, 33, 47, 60, 65, 69, 71], ele formînd algoritmul de calcul al programului denumit "PARASIN".

3. Pentru calculul parametrilor electrici ai rețelei de legătură a generatorului la SE au fost luate în considerare schemele echivalente în \bar{U} și formulele de calcul indicate în [8, 11, 53].

4. Programul "PARASIN" are un caracter general valabil, prin faptul că permite calculul valorilor nesaturate și saturate ale parametrilor echivalenți ai GS cu poli aparenti de puteri unitare pînă la 200 MW de construcție curentă.

5. În scopul obținerii de rezultate cât mai aproape de realitate, la determinarea parametrilor echivalenți trebuie luate în considerare influențele efectului pelicular și saturației.

6. Caracteristicile de magnetizare și curbele de variație a diverșilor coeficienți utilizați în relațiile de calcul (k_d, k_q, k_E etc), date în literatura de specialitate sau de către fabricile constructoa-

re, pot fi convenabil approximate prin polinoame de interpolare Lagrange, fiind ușor de introdus în program.

7. Cea mai corectă determinare a coeficienților de saturație se obține utilizând caracteristicile de magnetizare după cele două axe (d și q).

8. Practic, numai circuitul magnetic longitudinal este afectat de fenomenul de saturație și ca urmare numai parametrii echivalenței corespunzătorii acestui circuit își vor micșora valorile față de cele nesaturate.

9. Pentru a se putea obține valori mai mici ale parametrilor echivalenței ai GS este necesar să se acționeze în direcția măririi gradului de saturație al mașinii, având totodată grijă ca valorile coeficienților de saturație să se încadreze în limitele indicate ca admisibile.

Cum însă coeficienții de saturație depind direct de t.m.m. ale circuitelor magnetice după cele două axe, înseamnă că mărirea valorilor acestora se poate realiza practic și eficient prin folosirea în zonele circuitului magnetic al statorului, de tole silicioase cu performanțe mai ridicate.

10. Având în vedere că valorile saturate ale reactanțelor și constantelor de timp sînt mai aproape de realitate, în ceea ce privește funcționarea mașinii, în calculele de stabilitate tranzitorie indiferent de modelul matematic utilizat, se impune folosirea parametrilor saturați.

11. În urma analizării metodelor uzuale de determinare experimentală a parametrilor echivalenței ai HG montate în CHE, care se introduc în calculele de stabilitate tranzitorie, se recomandă cu precădere următoarele metode :

- pentru reactanțele X_d și X_{ds} , "metoda încercărilor în gol și de scurtcircuit trifazat";
- pentru reactanțele X_d' , X_{ds}' , X_d'' și X_{ds}'' , "metoda încercării la scurtcircuit trifazat brusc";
- pentru reactanțele X_q'' și X_{qs}'' , "metoda rotorului imobil";
- pentru constantele de timp T_{do}' , T_{dos}' , T_{do}'' și T_{dos}'' , "metoda restabilirii tensiunii la deconectarea scurtcircuitului", varianta "a" [74].

12. Compararea valorilor calculate cu cele determinate experimental, precum și încadrarea lor între limitele recomandate în literatura de specialitate, arată valabilitatea relațiilor de calcul utilizate pentru determinarea parametrilor echivalenței ai GS cu poli aparenti.

13. Algoritmul de calcul obținut pe baza acestor relații constituie un instrument util de analiză și se poate extinde la toate MS cu poli aparenti, indiferent de puterea lor unitară.

14. Studiul stabilității tranzitorii a GS cu poli aparenti s-a făcut în scopul formulării unor indicații pentru activitatea de proiectare.

Din acest studiu rezultă modul în care valorile parametrilor echivalenți ai GS, ai rețelei de legătură și a duratei scurtcircuitului, influențează stabilitatea tranzitorie a GS.

15. În prezenta lucrare am ales pentru studiul stabilității tranzitorii modelarea GS exclusiv cu sistemul de ecuații Park scrise în "Per-unit", combinat cu ecuațiile de modelare ale sistemelor de RAT și RAV și completat cu ecuațiile sarcinii scrise în coordonate legate de cimpul magnetic statoric.

Această alegere s-a făcut pe considerentul că acest sistem descrie complet și fidel comportarea generatorului cuplat la SE în regimurile de funcționare permanent și tranzitoriu.

Datorită scopului propus și anume o determinare cât mai exactă a stabilității tranzitorii, nu a fost aplicată nici o ipoteză simplificatoare, cum ar fi de exemplu neglijarea rezistenței statorului sau a variației în timp a modulului fluxului magnetic statoric.

16. Pentru determinarea stabilității tranzitorii trebuie să se țină seama de acțiunea sistemelor de reglare automată cu care este echipat generatorul. Acțiunea sistemului de RAT se manifestă pregnant în timpul perioadei de scurtcircuit, iar a sistemului de RAV, în așa zisa perioadă de "revenire" după lichidarea scurtcircuitului.

Ambele sisteme de reglare, prin acțiunea lor, măresc și consolidează limita de funcționare tranzitoriu-stabilă a GS.

17. În ecuațiile de modelare amintite, spre deosebire de calculele curente de stabilitate tranzitorie, s-a ținut cont de apariția "golului de tensiune" privit ca fenomen care se manifestă pregnant în cazul scurtcircuitului trifazat simetric apărut în rețeaua SE pe care debitează HG considerat.

În această situație a apărut necesitatea elaborării programului "STANSIN", în care s-a luat în considerare fenomenul amintit.

18. Diferitele condiții electrice și mecanice, (materializate prin valorile parametrilor sarcinii și impuse de către ecuațiile de modelare ale sistemelor de RAT și RAV) pe care trebuie să le satisfacă sistemul de ecuații de modelare al GS, pot fi introduse direct

in sistemele de ecuații respective, obținându-se astfel modelul matematic adecvat regimului de funcționare studiat.

19. Programul "STABSIN" are un caracter general valabil, putând fi folosit pentru determinarea stabilității tranzitorii a GS cu poli aparenti de puteri unitare mari funcționând cuplate la SE prin intermediul unei rețele de înaltă tensiune.

20. Rezultatele obținute în urma rulării pe calculator a programului "STABSIN" cu datele de intrare aferente ale HG de 90 MVA, sînt concretizate în reprezentările grafice din figurile 5.6, 5.18.

Aceste curbe oferă în mod unitar concluzii cantitative și calitative referitoare la comportarea în regim tranzitoriu a GS cuplat la SE.

21. Întrucît s-a constatat că saturația are o influență favorabilă asupra stabilității tranzitorii a GS cu poli aparenti, în sensul că lărgeste limita funcționării tranzitoriu-stabile, este indicat ca încă din faza de proiectare să se stabilească gradul de saturație al circuitului magnetic al mașinii, pentru ca el să fie corespunzător condițiilor în care aceasta va fi pusă să funcționeze.

22. Deoarece în calculele de stabilitate tranzitorie intervin și parametrii rețelei de legătură la SE, este necesar ca încă din faza de proiectare a amenajării hidroenergetice să se acționeze în direcția prevederii de transformatoare și linii de înaltă tensiune cu impedanțe cît mai mici posibile.

23. Deoarece valorile mici ale reactanțelor determină curenți de scurtcircuit de valori ridicate, este necesar ca să se acorde o atenție deosebită proiectării și consolidării constructive a capetelor de bobine ale înfășurării statorice și a bobinelor înfășurării de excitație, pentru a putea rezista solicitărilor electrodinamice pe care acești curenți le produc.

Față de cele prezentate mai sus se poate aprecia că prezenta lucrare este utilă în activitățile de proiectare, cercetare și exploatarea HG din CHE.

BIBLIOGRAFIE

1. Albert, H. și Florea, I. Alimentarea cu energie electrică a întreprinderilor industriale. vol. I. E.T. București, 1977.
2. Antoniu, I.S. Bazele electrotehnicii, vol. I E.D.P., București-1974.
3. Antoniu, I.S. Bazele electrotehnicii, vol. II. E.D.P., București-1974.
4. Antoniu, I.S. Chestiuni speciale de electrotehnică. Ed. Academiei R.S.R., București-1956.
5. Barbier, C. ș.a. Utilisation des calculatrices numériques pour l'étude de la stabilité des réseaux de transport d'énergie. Extrait de la Revue Générale de l'Electricité - Juillet-Août 1968. t.77, nr.7-8.
6. Barbier, C. et Hérouard, M. Diagramme general de fonctionnement des alternateurs en régime saturé. E.D.P. - Bulletin de la Direction des Etudes et Recherches - Serie B. Réseaux électriques nr.1 - 1968.
7. Bălă, C. Mașini electrice. E.D.P. București - 1982.
8. Bercovici, M. Arie, A.A., Poată, A. Rețele electrice-calculul electric. E.T. București - 1974.
9. Biró, K. Mașini și acționări electrice. Lito I.P. Cluj-Napoca-1987.
10. Boldea, I. și Atanasiu, G. Analiza unitară a mașinilor electrice. Ed. Academiei R.S.R., București - 1983.
11. Buta, A., Lustrău, B., Velicescu, C., Kilyeni, St. Rețele electrice-probleme. Lito. I.P. "Traian Vuia", Timișoara - 1971.
12. Cahen, F., Electrotechnique, Tome 1, Gauthier-Villars et C^{ie}, Editeur, Paris - 1962.

13. Cahen, F. *Électrotechnique*, Tome 4, Gauthier-Villars et C^{ie}, Editeur, Paris - 1964.
14. Cîmpeanu, A. Asupra determinării unor parametri ai mașinii sincrone.
In E.E.A.- Electrotehnica 24 nr.7 oct.1976.
15. Cîmpeanu, A. *Mașini electrice*. Ed. Scrisul românesc. Craiova-1977.
16. Crețu, D., Zlatanovici, D., Roșu, G., Kertesz, T. Funcționarea hidrogenatoarelor de la C.H. "Porțile de Fier" în regim subexcitat". In *Energetica* Nr. 2/1975.
17. Crișan, O. *Sisteme electrice - regimuri nesimetrice*, vol.IV.Lito, I.P."Traian-Vuia" Timișoara - 1970.
18. Crișan, O. Ecuatiile de funcționare a generatorului sincron reprezentat în forma cea mai generală. Includerea fenomenelor din miezul magnetic. In *Energetica* nr.2/1975.
19. Crișan, O. Modelarea analogică a generatorului sincron și elementele sale exterioare în scopul analizelor tranzitorii. In *Energetica* nr. 3-4/1975.
20. Crișan, O. Ecuatiile de funcționare pentru mașina sincronă liniarizată. In E.E.A.- Electrotehnica 24 Nr.7/1976.
21. Crișan O. *Sisteme electroenergetice*. E.D.P. - București- 1979.
22. Danielevici, Ia, B., Dombrovski, V.V., Kozovski, Ea, Ia. *Parametrii mașinilor de curent alternativ*. E.T. București- 1968.
23. David, W. Olive. *Digital Simulation of Synchronous Machine Transients*. In I.E.E.E. TRANSACTIONS ON POWER APPARATUS AND SYSTEMS, vol. PAS - 87, Nr.8 - August 1968.
24. Denzel, P. *Grundlagen der Übertragung elektrischer Energie*. Springer Verlag, Berlin - 1966.
25. Dimo, P. și a. *Calculul și proiectarea sistemelor electroenergetice*. E.T. București - 1971.
26. Dodescu, Gh. ș.a. *Limbajul Basic și aplicații*. E.D.P. București- 1978.
27. Dordea T. Asupra ecuațiilor mașinilor electrice de curent alternativ. In studii și cercetări de energetică și electrotehnică, Tom 16, Nr.1, 1966 p.17-31.
28. Dordea, T. *Mașini electrice*, E.D.P. București, 1977.

29. Eremia, M., Crisciu, H., Utilizarea calculatoarelor numerice în studiul regimului permanent a S.E.E. Ed. II-a. Lito I.P.B. 1979.
30. Fransua, Al., Măgureanu, R., Cîmpeanu, A., Condruș, M., Tocaci, M. Mașini și sisteme de acționări electrice. Probleme fundamentale. E.T. București - 1978.
31. Galan, N. și Mihalache, M. Equivalent electric diagrams of the synchronous machine. In Proceedings of Inst. Conf. on Electrical Machines, Lausanne, sept. 1984, Part. 2, p. 436-483.
32. Gheorghiu, I.S., Fransua, A.S., Tratat de mașini electrice, vol. III. Ed. Academia R.S.R. București - 1971.
33. Gheorghiu, I.S., Fransua, A.S. Tratat de mașini electrice, vol. IV, Ed. Academiei R.S.R. București - 1972.
34. Gheorghiu, I.S. Mașina sincronă. E.D.P. București, 1962.
35. Gove, R.M., Geometric construction of the stability limits of synchronous machines. In Proceedings I.E., vol. 112, Nr. 5, May - 1965.
36. Groza, L., Crețu, D., Opaschi, C., Zlatanovici, D., Le fonctionnement dans des régimes anormaux et spéciaux des grands hydrogénérateurs a petite vitesse de rotation. CIGRE, Session de 1972, rapport 11-07.
37. Iacobescu, Gh., Iordănescu, I., Tudose, M. Rețele și sisteme electrice. E.D.P. București - 1979.
38. ICEMENERG. București, Funcționarea în regim capacitiv a hidrogeneratoarelor din C.H.E. Mărișelu, inclusiv studiul stabilității statice și dinamice. Faza I și II, București - 1978.
39. I.C.P.H. Reșița Program de probe pentru determinarea parametrilor electrice funcționali la hidrogeneratorul sincron trifazat tip HVS 396/215-10, 90 MVA, 15750 V, 50 Hz, 3300 A, $\cos \varphi = 0,9$, 600 rot/min, de la C.H.E. Mărișelu Reșița - 1977.
40. Ionescu, S. ș.a Algoritmi pentru calculul regimurilor dinamice din sistemele electroenergetice. In Energetica Nr. 4/1969.
41. I.S.P.E. Utilizarea calculatoarelor electronice cifrice și

- analogice în analiza regimurilor și conducerea sistemelor electroenergetice (la analiza condițiilor de stabilitate dinamică), București - 1968.
42. Jerve, G.K. Incercările mașinilor electrice rotative. E.T. București - 1972.
 43. Kelemen, A. Acționări electrice, Editura a doua E.D.P. București - 1979.
 44. Kelemen, A. Imeca, M. Sisteme de reglare cu orientare după cîmă ale mașinilor de curent alternativ. Lito. I.P.C.N. Cluj-Napoca - 1987.
 45. Konrad, R. et Nelson, L. Méthode de calcul et modèles pour l'étude de la stabilité des grosses machines synchrones. In Revue Brown Boveri. Nr. 11/1974.
 46. Kostenko, M. și Pitrovski, L. Machines électriques, Tome I. Editio Mir-Moscov-1969.
 47. Kostenko, M. și Pitrovski, L. Machines électriques, Tome II. Editio Mir-moscov-1977.
 48. Kovacs, K.P. Analiza regimurilor tranzitorii ale mașinilor electrice. ET. București - 1980.
 49. Lazu, C. Mașini electrice. E.D.P. București - 1966.
 50. Maier, V. și Mănduc, L.I. Cercetare privind acționarea motoarelor sincrone în elare pentru elaborarea unor soluții de funcționare în condițiile variațiilor tensiunii și frecvenței rețelei. Contract I.P.C.N. nr. 64/1986. Cluj-Napoca.
 51. Mănduc, L.I. Stadiul actual al modului de reprezentare al parametrilor și schemelor echivalente pentru mașinile sincrone. Referatul nr. I de doctorat. Timișoara, I.P. "Traian Vuia" - 1978.
 52. Mănduc, L.I. Determinarea parametrilor echivalenți care se cer a fi introduși în calculele de stabilitate statică și dinamică a hidrogeneratoarelor din C.H.E. Mărișelu, cu considerarea funcționării acestora și în regim capacitiv (de subexcitație). Referatul nr. II de doctorat. Timișoara I.P. "Traian Vuia" - 1978.

53. Mănduc, L.I. Producerea transportului și distribuției energiei electrice. Indrumător de proiectare pentru partea electrică a rețelelor electrice. Lito. I.P.C.N. Cluj-Napoca - 1976.
54. MBE-ICEMENERG. Identificarea parametrilor generatoarelor, modelelor S.R. A.E și S.R.A.V. adoptate în calculul regimurilor pentru grupuri energetice, Faza nr.1. București - 1980.
55. Mihalache, M. Influența saturației asupra parametrilor de regim staționar al mașinii sincrone. În Energetica-supplement, anul IX, vol. 1-2 1984, p.69-72.
56. Mihăileanu, C. și Potlog, D.M. Goluri de tensiune în sisteme electroenergetice. E.T. București - 1979.
57. Nedelcu, V. Regimurile de funcționare ale mașinilor de curent alternativ. E.T. București - 1968.
58. Nicolaide, A. Calculul parametrilor amortizoarelor masive cu poli aparenti. În Electrotehnică Nr.5/1965.
59. Nicolaide, A. Mașini electrice, vol.II Teorie-Proiectare. 3d. Scrisul românesc, Craiova, 1975.
60. Novac, I. ș.a. Mașini electrice. Lito I.P. "Traian Vuia" Timișoara - 1975.
61. Novac, I. ș.a. Mașini și acționări electrice. E.D.P. București, 1982.
62. Potolea, E. Calculul regimurilor de funcționare ale sistemelor electroenergetice. E.T. București - 1977.
63. Potolea, E. Modelele și parametrii mașinii sincrone Partea I-a. Modelele pentru identificarea parametrilor. În Energetica nr.5-6 - mai - iunie 1973.
64. Potolea, E., Kremia, M. Crisciu, H. Utilizarea calculatoarelor numerice în studiul stabilității tranzitorii a sistemelor electroenergetice Lito I.P.S. - 1980.
65. Răduleț, R. și Opaschi, M. Proiectarea hidrogenatoarelor și a motoarelor sincrone. E.T. București - 1980.
66. Richter, R. Mașini electrice, vol. I. E.T. București - 1958.
67. Richter, R. Mașini electrice, vol. II. E.T. București - 1959.
68. Shackshaft, G. Les paramètres des alternateurs pour les études de

- stabilité, Raport prezentat la CIGRE în sesiunea august 1976.
69. Siemens Memoratorul inginerului electrician. E.T. București 1971.
70. Vraciu, Gh., Popa, A. Metode numerice cu aplicații în tehnica de calcul. Ed. Scrisul românesc, Craiova, 1982.
71. Wang Jian-She Finite element analysis of saturated synchronous machine.
Harbin Institute of Electrical Technology, Harbin, The People's Republic of China.
Electric Machines and Power Systems, 11:201-213, 1986.
72. Zărnescu, H., Ignat, I. Contribuții la analiza procesului tranzitoriu al mașinii sincrone la variații profunde de tensiune care o scot din sincronism. In Energetica nr. 10/1976.
73. x x Basic . Pentru calculatorul Wang 2200 VP - 1975.
74. x x STAS 8211-77 - Mașini sincrone trifazate - Metode de încercare.
75. x x STAS 9385/2-82 - Hidrogeneratoare sincrone. Reguli și metode de verificarea calității.
76. x x Hidrogeneratorul sincron trifazat. Tip HVS 396/215-10, 90 MVA, Cartea mașinii.
77. x x Motor special sincron tip " 5,5 - 40", Cartea mașinii. București ICSITEEMR.

ANEXE

- A1** - Programul "STABSIN" pentru determinarea stabilității tranzitorii a generatorului sincron cu poli aparenti.

- A2** - Rezultate ale rulării programului "STABSIN" cu datele de intrare aferente hidrogeneratorului de 90 MVA tip HVS 396/215 - 10.

```

0 DIM L1(9),L2(9),L3(9),L4(9),M(9),Y(9),Z(9)
1 DIM E1(4,7)
2 E2=1
3 B#="D#"
4 SELECT PRINT COS(180)
5 PRINT HEX(109); "DERISI SALVAREA DATELOR PE DISK (CARNET): INPUT E#
6 IF E#<8 THEN GO
7 PRINT "NUMELE SISTEMULUI PENTRU DATE (MAX 5 CARACTERE)": INPUT O#
8 D#="D#": PRINT "DERISI TIPARIREA DATELOR": INPUT U#
90 REM -----MODULUL DE INTRODUCERE A DATELOR-----
01 PRINT HEX(109); PRINT " DATE INITIALE": PRINT
05 PRINT HEX(109); A#B#; PRINT "DATE IMPLICITE(A#B#) implicit DA":
INPUT A#
10 B#<=00E6: IF A#<B# THEN 120: PRINT "Implicit: "A#B#":": INPUT U#
120 P1=#1E6: IF A#<B# THEN 130: PRINT "P1(implicit) "P1":": INPUT P#
140 G1=#0010 P1#P1#0.1
150 U1=#00E2.250759736: IF A#<B# THEN 150: PRINT "U1(implicit) "U1":": INPUT U1
160 U#<=120: IF A#<B# THEN 160: PRINT "U#(implicit) "U#":": INPUT U#
170 I1=#009: IF A#<B# THEN 170: PRINT "I1(implicit) "I1":": INPUT I1
180 J1=#127.563: IF A#<B# THEN 180: PRINT "J1(implicit) "J1":": INPUT J1
190 P0=#: IF A#<B# THEN 200: PRINT "P0(implicit) "P0":": INPUT P0
200 R1=#.72119841E-8: IF A#<B# THEN 210: PRINT "R1(implicit) "R1":": INPUT R1
210 R#=#.07571498E-8: IF A#<B# THEN 220: PRINT "R#(implicit) "R#":": INPUT R#
220 R#=#.14827E: R#=#.14827E: IF A#<B# THEN 230: PRINT "R#(implicit) "R#":": INPUT R#
230 R#=#.91622E#E-8: IF A#<B# THEN 240: PRINT "R#(implicit) "R#":": INPUT R#
240 R#=#.5040599E-8: IF A#<B# THEN 250: PRINT "R#(implicit) "R#":": INPUT R#
250 R#=#.7275257E-8: IF A#<B# THEN 260: PRINT "R#(implicit) "R#":": INPUT R#
260 R#=#.9217003E-8: IF A#<B# THEN 270: PRINT "R#(implicit) "R#":": INPUT R#
270 R#=#.02993081E-8: IF A#<B# THEN 280: PRINT "R#(implicit) "R#":": INPUT R#
280 X1=#.16420647175#: IF A#<B# THEN 290: PRINT "X1(implicit) "X1":": INPUT X1
290 X#=#.970304#E-8: IF A#<B# THEN 300: PRINT "X#(implicit) "X#":": INPUT X#
300 X#=#.15715#E-8: IF A#<B# THEN 310: PRINT "X#(implicit) "X#":": INPUT X#
305 X#=#.8060314#E-8: IF A#<B# THEN 320: PRINT "X#(implicit) "X#":": INPUT X#
320 X#=#.094821129: IF A#<B# THEN 330: PRINT "X#(implicit) "X#":": INPUT X#
330 X#=#.841535590107: IF A#<B# THEN 340: PRINT "X#(implicit) "X#":": INPUT X#
340 X#=#.198716490570: IF A#<B# THEN 350: PRINT "X#(implicit) "X#":": INPUT X#
350 X#=#.14.97X0302744: IF A#<B# THEN 360: PRINT "X#(implicit) "X#":": INPUT X#
360 X#=#.0264#E-8: IF A#<B# THEN 370: PRINT "X#(implicit) "X#":": INPUT X#
370 Y#=#11.417051121: IF A#<B# THEN 380: PRINT "X#(implicit) "X#":": INPUT X#
380 Y#=#.75625: IF A#<B# THEN 390: PRINT "X#(implicit) "X#":": INPUT X#

```

```
111 INPUT A2
430 A=X.040289124843: IF A#B# THEN 440: PRINT "Adn(implicit":A3:"):
111 INPUT A1
440 A4=185.6126019773: IF A#B# THEN 450: PRINT "Agb(implicit":A4:"):
111 INPUT A4
450 B1=100*PI: IF A#B# THEN 460: PRINT "Bmexa(implicit":B1:"):111
INPUT B1
460 B2=1997320: IF A#B# THEN 470: PRINT "Bsi(implicit":B2:"):111 INPUT
B2
470 ZL=.247715 : IF A#B# THEN 480: PRINT "Zs(implicit":ZL:"):111 INPLT
ZP
480 B5=1396 : IF A#B# THEN 490: PRINT "clmnd(implicit":B5:"):111 INF
B7 B6
490 P7=7426 : IF A#B# THEN 500: PRINT "Pr(implicit":P7:"):111 INPUT P7
500 B4=78.3765 : IF A#B# THEN 510: PRINT "U(implicit":B4:"):111 INPUT
B4
510 B5=150*PI
1000 REM ---MODULUL DE CALCUL AL CONSTANTELOR---
1010 T2=X2/R2
1020 T3=X3/R3
1030 T4=X7/R7
1040 T5=11*U1+E/(L*P0*P0*U1*11)
1050 Q1=1 X4*X4*A1*A2/(X1*X5)
1060 M1=1 X4*A2/X5
1070 Q2=1 X4*X4*A1*A3/(X1*X6)
1080 M2=1 X4*A3/X6
1090 Q3=1 X8*X8*A1*A4/(X2*X7)
1100 I1=16/(11*GR(L))
1110 M3=M1+M2+M3+M4
1200 M1=(1/2*(X0)/(Z1*(R))): B3=-15/SQR(1+Q1*Q1): L2=M1*13: L4=-(L2+R2)*13
-(ZL+X3)*12
1210 P2=X0*12(14): P3=X0*(1-Q3)*12(14): P5=X0*(1-Q3)*12(11-M2)
*14: P6=X0*(1-53)*11
1220 U5=21*12 ZL*13: U4=Z1*12(12)*12: U5=SQR(U3+U4*U4): U6=14: U0=U5:
U9=U6
1230 P8=SQR(U2+U4*U4): W1=P8*12-P8*13: W4=M5: P2=X7/34: P3=X2/34
1240 P5=U5*12(14)*11(1): T1=ARCTAN(X0*P2 W1*P3*11/(U5+(R2+L-X0*13)*11
))
1999 REM ---REGIM PERMANENT---
2000 INPUT "REGIM PERMANENT (DA,NUI)":A5: IF A#PM THEN 1000
2005 C=PI*.3766: P2=7400000: PRINT "P(implicit":P2:"):111 INPUT P2: S
2=(C*A5-P2*U9)/U5: P2=X7/34: P3=X2/34: PRINT P2,P3
2040 IF D#DB# THEN 2000
2057 SELECT PRINT E15(1 P2): PRINT HEX(C): PRINT : PRINT : PRINT : PRI
NT : PRINT : PRINT : PRINT : PRINT : PRINT : PRINT : PRINT HEX(CB):"
DETERMINAREA STABILITATII TRANSMISII A": PRINT HEX(CB):
"
GENERATORULUI SINCROUN CU POLI APARUNCI": PRINT : PRINT
2059 SELECT PRINT E15(1 Q2): PRINT : PRINT : PRINT : PRINT : PRINT : PRINT HEX(
CB): PRINT " DATE INITIALE": PRINT : PRINT " G=":S4:" VA":
PRINT " P=":P7:" W": PRINT " G=":G2:" VA": PRINT "
I=2995 A": PRINT " SARCINA r=":Z1:" Xs=":ZL: PRINT
2060 PRINT : PRINT : PRINT : PRINT : PRINT HEX(CB):"
Regim permanent": PRINT : PRINT : PRINT "
=":T4:"U5=":U6: PRINT : PRINT : PRINT : PRINT : C=3.6
2061 PRINT USING 4100,0,1,1,0,0,14,13,12,P4,P3,U5,11,P9
2062 C=3.6
2000 REM ---REGIM DE SCURT-CIRCUIT---
2005 Z3=0.007857: PRINT "Zs(implicit":Z3:"):111 INPUT Z3: Z4=0.14568
: PRINT "Zs(implicit":Z4:"):111 INPUT Z4
2006 I1=U6*(R2(23)/(R3+Z3)+L*(X0+Z4)*(X9+Z4)): I7=18*(X0+Z4)/(R2+Z3)
: I9=GR(18*18(17))
2007 U1=Z1*17 Z4*18: U2=Z1*18*Z4*17: D1=SQR(U1*U1+U2*U2): D4=U1*17+U2*
18
2010 INPUT "Nr de intervale pt scurt-circuit",L: INPUT "Timp descurtcirt
e pt":T: T=T*100*PI: H=1/L: Y(T):
```

```
REVENIRE 'S';',,): T=17*100/##1
3012 IF E#<0 THEN 3018
3013 INPUT "Nr.intervale la care se scrie pe disc la solu#cinuit ",L8
: INPUT "Nr.intervale la care se scrie pe disc la revenire ",L7: F5=L8
3014 EA=L7/L8: EB=L8/L7: L1=(EA+EB/11)*9/LS/5: DATA SAVE DC CPUN R 2 (EJ
) 0#
3015 HE=##L8/100/##1: H=17/L8*L7/100/##1
3016 DATA SAVE DC # EA,EB,AL,HE
3017 Y(1)=12: Y(2)=13: Y(3)=14: Y(4)=0: Y(5)=0: Y(6)=11: Y(8)=##5: Y(9)
=UK
3018 REM X0=..... X9= .....
3019 DS=- (24+X0*5): D5=- (24+X9)*MB(X0*##11:1 50)*##11: S11
3020 C1=(R2(2 0)*Y(2)+Y(7))*(X9+24)*Y(1): Y(3)+Y(4): C2=(R2(2 0)*Y(1)+Y
7)*((X0+24)*Y(2)+Y(5)): C3=(Y(9)-Y(3))/72: MA=Y(1)*((X0*Y(2)+Y(5)): Y(2)
*(X9*Y(1)+Y(3)+Y(4)): IF D#<0 THEN 3021
3021 SELECT PRINT L1(M3C): PRINT : PRINT : PRINT HEX(0C): PRINT : PR
INT : PRINT HEX(0E): "          Count circuit de data#1"/100/
##1: " s": PRINT : PRINT "
  r55=":/B:"  r56=":/Z4: PRINT : PRINT : GOSUB 4020
3022 T#0: IF D#<0 THEN 3025
3023 E1(1,E2)=#9: E1(2,E2)=15: E1(3,E2)=0: E1(4,E2)=Y(5): E2=E2+1
3024 IF D#<0 THEN 3040
3025 PRINT USING #100,T9,Y(7),Y(6),Y(5),Y(4),Y(3),Y(2),Y(1),FA,PS,US,15
,P9
3040 W#="scu#cinuit": GOSUB 7(9): IF D#<0 THEN 1100: GOSUB 4010: G
OSUB 4000
3050 PRINT : PRINT : PRINT HEX(0E): "          MARIMI STABILIZATE":
PRINT : PRINT "  Ia=":/Y:"  Iq=":/1K:"  Is=":/19:"  Ue=":/D1:"  Ue
="/DE:"  Ue=":/DE: PRINT
3060 PRINT "  Pcc=":/D4: PRINT
3100 SELECT PRINT 005: PRINT
3150 Y#E1: Y#E2
3130 REM X0=..... X9= .....
3131 DS=- (24+X0*5): D5=- (24+X9)*MB(X0*##11:1 50)*##11: S11
3132 C1=(R2(2 0)*Y(2)+Y(7))*(X9+24)*Y(1): Y(3)+Y(4): C2=(R2(2 0)*Y(1)+Y
7)*((X0+24)*Y(2)+Y(5)): C3=(Y(9)-Y(3))/72: MA=Y(1)*((X0*Y(2)+Y(5)): Y(2)
*(X9*Y(1)+Y(3)+Y(4)):
3140 H=17/L8
3150 IF D#<0 THEN 1102: SELECT PRINT E1(1,E2): PRINT HEX(0C): PRINT :
PRINT : PRINT HEX(0E): "          Revenire#": PRINT
: PRINT : PRINT "
  r5=":/21:"  r5=":/2L: PRINT : GOSUB 4020
3152 T#0: F5=L7: L#L6: IF D#<0 THEN 3156
3153 PRINT USING #100,T9,Y(7),Y(6),Y(5),Y(4),Y(3),Y(2),Y(1),FA,PS,US,15
,P9
3154 W#="revenire": GOSUB 7(9): IF D#<0 THEN 064: GOSUB 4000
3164 IF E#<0 THEN 1170
3165 GOSUB 115
3170 END
3200 REM #ALGORITM RUSSE KUTTA#-
3230 DEFN#L(N)
3231 IF D#<0 THEN 3240
3232 INPUT "Pasul pentru tiparire (submultiplu al num#rului de interva
le)":L
3240 FOR Q=1 TO L
3250 FOR K=1 TO N: W(K)=Y(K): NEXT K: GOSUB 3490: L1(1)=##G1: L1(2)=##
G2: L1(3)=##G3: L1(4)=##G4: L1(5)=##G5: L1(6)=##G6: L1(7)=##G7: L1(8)=
##G8: L1(9)=##G9
3260 FOR K=1 TO N: W(K)=Y(K)+L1(K)/2: NEXT K: GOSUB 3490: L2(1)=##G1:
L2(2)=##G2: L2(3)=##G3: L2(4)=##G4: L2(5)=##G5: L2(6)=##G6: L2(7)=##G7
: L2(8)=##G8: L2(9)=##G9
3270 FOR K=1 TO N: W(K)=Y(K)+L2(K)/2: NEXT K: GOSUB 3490: L3(1)=##G1:
L3(2)=##G2: L3(3)=##G3: L3(4)=##G4: L3(5)=##G5: L3(6)=##G6: L3(7)=##G7
: L3(8)=##G8: L3(9)=##G9
3280 FOR K=1 TO N: W(K)=Y(K)+L3(K): NEXT K: GOSUB 3490: L4(1)=##G1: L4
```

```
L4(8)=#GK; L4(9)=#G9
B290 FOR K=1 TO N: Y(K)=(L1(K)+L2(L2(K))+L3(L3(K))+L4(K))/6: NEXT K
B300 FOR K=1 TO N: Y(K)=Y(K)+Z(K): NEXT K
B301 IF Y(8)<1.1#M AND Y(8)>.9#MS THEN B305
B302 IF Y(8)>1.1#M THEN Y(8)=1.1#M
B303 IF Y(8)<.9#M THEN Y(8)=.9#M
B304 D9=(Z4+Z0#D): D9=(Z4+Z0)#M3(X9*(M1#1 5))+(L2(1 5))
B305 D9=Y(7)-1
B306 IF Y(8)>1.4#D6 THEN Y(9)=1.4#D6
B310 C1=(R2(2.0#Y(2)+Y(7))+(X9+Z4)#Y(1)+Y(3)+Y(4)): C2=(R2+(Z3#Y(1)-Y(
7)+(X0(Z4)#Y(2)+Y(5)): C3=(Y(9)-Y(1))/7E: M#Y(1)*(X0#Y(2)+Y(5)-Y(2)
*(X9#Y(1)+Y(3)+Y(4))
B311 D5=D9#Y(1)+Y(1)+Y(2)+Y(4)): P4=X9#Y(1)+Y(3)+Y(4): P5=X0#Y(2)+Y(5
): P4=X9#Y(1)*(1-D5)+(1 M1)#Y(4)+Y(3)
B312 P5=X9#Y(1)*(1-D5)+(1 M2)#Y(3)+Y(4): P6=X0#Y(2)*(1-D5)+Y(5): P5=SQ
R(P4#P4+P5#P5): D5=(Z3#Y(1)+Z4#G1-Y(7)#Z4#Y(2)): U4=Z3#Y(2)+(Z4#D2+Y(7)#Z
4#Y(1)): L4=SQR(U4#U4)
B317 P5=D5#Y(1)+L4#Y(2): T9=O#R/100/#P1
B319 IF D4<0#B THEN B322
B320 IF M#D(1,2)=0#E THEN PRINT USING 4100,T9,Y(7),Y(6),Y(5),Y(4),Y(3),Y(
2),Y(1),P4,P5,D5,15,P9
B322 SELECT PRINT O#E: B0
B323 PRINT HEX(O#): PRINT AT(1,1,10):"P4UL":C: PRINT AT(1,30,8):W#
B324 PRINT AT(3,2,10):"Flux excitatie ":P4: PRINT AT(6,2,10):"CLPLU E
L.":M#: PRINT AT(7,1,10):"COPLU REG.":Y(8)
B325 PRINT AT(4,2,10):"FLUX TOTAL":P5: PRINT AT(11,1,10):"ALINEARE":15
B: PRINT AT(14,1,10):"TETA=":Y(6): PRINT AT(9,2,10):"EXCITATIE":Y(9)
B325 PRINT AT(11,1,10):"Turbatie":Y(7)
B326 SELECT PRINT B15<1 0)
B329 IF E4<0#B THEN B330
B330 IF M#D(1,2)=0#E THEN B330
B336 E1(1,22)=P9: E1(1,22)=15: E1(3,22)=P5: E1(4,22)=Y(6): E5=E2-1
B338 IF E4<0#B THEN B330
B340 DATA SAVE DC # E1(): E2=1: NA: E1=Z#K
B429 NEXT C
B430 RETURN
B430 RM =ROUTINA DE CALCUL FUNCTIE=-
B500 C1=(O#M#O#M#L-M1#W(4))/7E/D9: C2=(O1 W(5)/7E)/D8: C3=(1-O3*(Z4+#
#50) C4=(L1#M1 51-#5#1)*X9-W(4)*(Z4*(1-M1)+#9*(M1 M1))/7E1/D9
B510 G4=(C1#X9#C2*(D1#M2 51-M2)+W(4)*(Z4*(X9+M1)/7E1#C3*(Z4*(1-#2)*(X9*(
51-M2))/D9: C5=(W(5)*(Z4*(X0)/7E1-C1#X9*(1 5))/D8
B518 M5=W(1)*(X0#W(2)+W(5)) W(2)*(X9#W(1)+W(3)+W(4))
B520 C6=W(7)-1: G7=(W(8)-M#R)/7E
B520 C8=(M5-W(8)-L5*(W(7)-1))/7E
B540 C9=(U5-W(9)+8.5*(L0-U5))/(L.050*100*#P1)
B570 RETURN
4000 PRINT "*****"
*****
*****: RETURN
4010 PRINT ** * * * *
* * * * *
* * * * *
4020 GOTO 4000: GOTO 4010 *
4030 PRINT "a Temp * Usgc * Teta * I0 * ID * IE
* Ia * Is * Pse * Pss * Us * Is * P
*: GOTO 4010: GOTO 4000: GOTO 4010: RETURN
4100 Z##,## *-,### *#,### *#,### *#,### *#,### *#,### *#,###
### *#,### *#,### *#,### *#,### *#,### *#,### *#,### *#,###
4120 DEFN'IS
4125 IF E4<0#B THEN DATA SAVE DC # E1()
4130 DATA SAVE DC # END
4140 DATA SAVE DC CLOSE
4150 RETURN
4160 SCRATCH F: P#M#0": SAVE DC F: P#M#0")P#M#0"
```