

INSTITUTUL POLITEHNIC „TRAIAN VUIA” TIMIȘOARA
FACULTATEA DE ELECTROTEHNICA

ANALIZA ȘI ÎMBUNĂTĂȚIREA
STABILITĂȚII TRANZITORII A GENE-
RATOARELOR SINCRONE INTERCO-
NECTATE

- teză de doctorat -

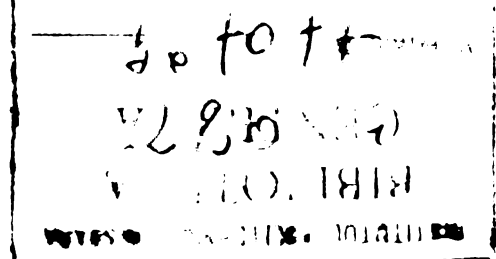
conducător științific
prof dr ing NOVAC IOAN

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

doctorand

ing BUTTA ADRIAN

1979



C U P R I N S

Cap.1 - CONSIDERATII GENERALE. PROBLEMA STABILITATII TRANZITORII A MASINILOR SINCRONE INTERCONECTATE	
1.1. Stabilitatea tranzitorie	2
1.2. Studii de stabilitate tranzitorie (dinamică). Preocupări actuale	3
1.3. Deficiențele tehnicilor actuale de calcul a stabilității tranzitorii (și dinamice) a sistemelor de mai multe mașini	4
1.4. Tendințe și perspective în abordarea "nouă" a stabilității tranzitorii (dinamice) a sistemelor complexe de mai multe mașini	5
1.5. Tema lucrării de doctorat	6
Cap.2 - MODELE MATEMATICE FOLOSITE LA ANALIZA STABILITATII TRANZITORII A GENERATOARELOR SINCRONE INTERCONECTATE	9
2.1. Metode de analiză a stabilității tranzitorii.	9
2.1.1. Considerații generale	9
2.1.2. Metoda numerică (pas cu pas) de analiză a stabilității tranzitorii.	11
2.1.3. Schema unui generator sincron împreună cu elementele sale exterioare.	12
2.2. Generatorul sincron. Ecuațiile de funcționare ale generatorului sincron.	13
2.2.1. Generalități.	13
2.2.2. Mașina sincronă liniarizată (MSL)	14
2.2.2.1. Ipoteze simplificatorii adoptate pentru obține- rea ecuațiilor mașinii sincrone liniarizate	14
2.2.2.2. Ecuațiile de funcționare ale mașinii sincrone li- niarizate.	16

..//..

2.2.3. Mașina sincronă echivalentă liniarizată (MSEL)	16
2.2.3.1. Caracteristicile mașinii sincrone echivalentă liniarizată	17
2.2.3.2. Ecuațiile de funcționare ale mașinii sincrone echivalentă liniarizată în coordonate $d, q, 0$	18
2.2.3.3. Ecuațiile de funcționare ale MSEL în coordonate $d, q, 0$, cu mărimile reduse la stator și exprimate în u.r.	19
2.2.3.4. Analiza ecuațiilor de funcționare ale MSEL	20
2.2.3.5. Eliminarea curenților din ecuațiile MSEL cu mărimile reduse la stator și exprimate în unități relative	20
2.2.3.6. Ecuațiile de funcționare ale MSEL simplificată (MSEL) în coordonate d, q	23
2.2.3.6.1. Ipozele simplificatoare	23
2.2.3.6.2. Ecuațiile de funcționare ale MSELs înainte de schimbarea de variabile	24
2.2.3.6.3. Schimbări de variabile	24
2.2.3.6.4. Ecuațiile de funcționare ale MSELs, după schimbarea de variabile	25
2.2.4. Considerarea fenomenelor din miezul magnetic al MS. Mașina sincronă neliniarizată (MSENL)	26
2.2.4.1. Istereza	27
2.2.4.2. Curenții turbionari.	28
2.2.4.3. Saturația	31
2.3. Elementele exterioare generatorului sincron	34

..//..

2.3.1.	Sistemul de reglare a turației și frecvenței (RAV)	34
2.3.1.1.	Caracteristicile siste- mului de reglare turație- frecvență.	34
2.3.1.2.	Schema bloc de funcționare și reprezentări aproxima- tive a RAV în regim tran- zitoriu	35
2.3.1.3.	Influența RAV asupra feno- menelor tranzitorii.	39
2.3.2.	Sistemul de excitație (SE') și reglare a tensiunii (RAT)	40
2.3.2.1.	Elemente componente, tipuri constructive, cla- sificări, caracteristici	41
2.3.2.2.	Schema bloc de funcționare și reprezentări aproxima- tive ale SE' și RAT	43
2.3.2.3.	Influența SE' și RAR asupra comportării tranzitorii a GS.	47
2.3.3.	Rețeaua electrică.	48
2.3.4.	Consumatorii electrici	50
2.4.	Concluzii	51
Cap.3	- ANALIZA STABILITĂȚII TRANZITORII A GENERATOARELOR SINCRONE INTERCONECTATE	54
3.1.	Algoritmul de calcul al stabilității tranzitorii	54
3.2.	Considerarea fenomenelor din fier	57
3.2.1.	Saturația.	57
3.2.1.1.	Modificarea valorii coefi- cienților ecuațiilor di- ferențiale a GS cu satura- ția	58
3.2.1.2.	Considerarea curbei de magnetizare	62
3.2.1.2.1.	$B = \sum a_n \cdot H^{n+1}$ ($n=0,1,2,\dots$).	63
3.2.1.2.2.	$H = \sum b_n \cdot B^{2n+1}$ ($n=0,1,2,\dots$).	70
	..//..	

3.2.1.3.	Calculul coeficientului de saturație k^*	71
3.2.1.3.1.	$k^* = (t.m.m.sat / t.m.m.nes)_{U=ct}$	71
3.2.1.3.2.	$k^* = (U sat / U nes)_{i=ct}$	72
3.2.2.	Curenții turbionari	73
3.2.2.1.	Efectul pelicular în tolele rotorului	73
3.2.2.2.	Calculul cuplului determinat de curenții turbionari.	77
3.3.	Calculul regimurilor de stabilitate tranzitorie	80
3.3.1.	Sistemul electric considerat.	80
3.3.2.	Perturbația produsă în sistem	80
3.3.3.	Considerarea fenomenelor din fierul GS	87
3.3.3.1.	δ_{12}	87
3.3.3.2.	p_1, p_2	98
3.3.3.3.	U_1, U_2	99
3.3.3.4.	$\theta''_{d1}, \theta''_{d2}$	100
3.3.3.5.	θ_{q1}, θ_{q2}	100
3.3.3.6.	$\theta'_{q1}, \theta'_{a2}$	101
3.3.3.7.	$\theta''_{q1}, \theta''_{q2}$	101
3.3.3.8.	M_{t1}, M_{t2}	102
3.3.4.	Influența caracteristicii consumatorului în perioada de după avarie.	102
3.3.4.1.	R_c	121
3.3.4.2.	δ_{12}	121
3.3.4.3.	ω_1, ω_2	122
3.3.4.4.	p_{m1}, p_{m2}	122
3.3.4.5.	p_1, p_2	123
3.3.4.6.	u_1, u_2	123
3.3.4.7.	M_{t1}, M_{t2}	124

3.3.4.8.	e''_{d_1}, e''_{d_2}	124
3.3.4.9.	e_{q_1}, e_{q_2}	125
3.3.4.10.	e'_{q_1}, e'_{q_2}	125
3.3.4.11.	e''_{q_1}, e''_{q_2}	125
3.3.4.12.	u_{d_1}, u_{d_2}	126
3.3.4.13.	i_{d_1}, i_{q_1}	126
3.3.4.14.	u_{d_2}, u_{q_2}	127
3.3.4.15.	i_{d_2}, u_{q_2}	128
3.3.5.	Influența valorii timpului de lansare a grupurilor generatoare din centrale, asupra ST a SE	128
3.3.5.1.	δ_{12}	129
3.3.5.2.	ω_1, ω_2	135
3.3.5.3.	p_{m_1}, p_{m_2}	135
3.3.5.4.	u_1, u_2	136
3.3.6.	Modificarea duratei avariei	136
3.4.	Concluzii	142
Cap.4 -	IMBUNĂTĂȚIREA COMPORTĂRII SE DE MAI MULTE GS IN REGIMURI TRANZITORII	147
4.1.	Calitatea dinamică a proceselor tranzitorii	147
4.1.1.	Dezafășurarea proceselor tranzitorii.	148
4.1.2.	Indicatorii de calitate ai proceselor tranzitorii	149
4.1.3.	Criterii integrale de apreciere a calității dinamice a proceselor tranzitorii	152
4.1.4.	Metoda a doua a lui Liapunov de cercetare a stabilității sistemelor automate neliniare.	153
4.1.4.1.	Funcție Liapunov în cazul unui SE de 2 GS, fără considerarea reglajelor.	155
4.1.4.2.	Funcția Liapunov în cazul unui GS ce debitează pe bară de putere infinită, cu considerarea reglajelor	156

4.2.	Optimizarea funcționării SE în regimuri tranzitorii. Preocupări și tendințe	159
4.2.1.	Formularea problemei de optim.	159
4.2.2.	Parametrii unui SE; clasificarea lor sub aspectul modificării valorilor lor în vederea îmbunătățirii performanțelor tranzitorii a sistemului	161
4.2.3.	Preocupări și tendințe privind optimizarea comportării SE în regimuri tranzitorii	162
4.2.4.	Critica metodelor actuale de optimizare a funcționării SE	168
4.3.	Metoda de optimizare propusă	169
4.3.1.	Stabilirea indicelui de performanță și a legii de optimalitate	169
4.3.2.	Desemnarea parametrilor SE adecvați de a fi modificați în procesul de optimizare	172
4.3.3.	Determinarea funcției de corelație dintre indicii de performanță și parametrii variabili	173
4.4.	Concluzii	190
Cap.5	- CONCLUZII GENERALE	193
ANEXA 1	- Ecuațiile de funcționare ale MSL în sistemul de referință fazic	198
ANEXA 2	- Inductivitățile MSL în sistemul de fază	200
ANEXA 3	- Sistemul de referință d,q,o	202
ANEXA 4	- Matricile de transformare în sistemul d,q,o	203
ANEXA 5	- Forma ecuațiilor de funcționare a MS în sistemul d,q,o	205
ANEXA 6	- Ecuația de mișcare a rotorului MS	207
ANEXA 7	- Reducerea la stator	211
ANEXA 8	- Unități relative. Exprimarea mărimilor în unități relative	214
ANEXA 9	- Calculul inductivităților ^{sub} tranzitorii L_d'', L_q''	218

ANEXA 10 - Calculul inductivităților tranzitorii L'_d , L'_Q , L'_E219
ANEXA 11 - Calculul tensiunilor electromotoare e''_d , e''_q219
ANEXA 12 - Ecuațiile diferențiale ale variabilelor e''_d , e''_q , e'_q221
ANEXA 13 - Programul de calcul.223
BIBLIOGRAFIE232

Cap.1 - CONSIDERATII GENERALE
PROBLEMA STABILITATII TRANZITORII
A MASINILOR SINCRONE INTERCONECTATE

Dezvoltarea centralelor electrice, extinderea rețelelor electrice de transport și distribuție, interconexiunea lor în vederea formării sistemelor electrice, cunoaște un sens tot mai ascendent în ultima vreme și aceasta datorită principalelor avantaje pe care le oferă funcționarea interconectată. Astfel, se mărește siguranța în alimentarea cu energie electrică a consumatorilor ca urmare a posibilităților de utilizare a rezervelor în cursul incidentelor, crește economicitatea în funcționare prin folosirea judicioasă a diversității curbelor de sarcină etc.

Dar, crearea de sisteme electrice atrage după sine și dezavantaje, cauzate de antrenarea avariilor, transformându-le de cele mai multe ori din incidente izolate, în avarii generalizate. Incidente produse într-o anumită zonă, pot determina efecte grave în zone îndepărtate, sau se pot extinde conducând la scoaterea din funcțiune a întregului sistem.

Din acest motiv, în toate țările dezvoltate a apărut în ultimii ani un interes deosebit pentru reconsiderarea unor probleme clasice, cum ar fi: reglajul frecvență-putere, repartiția economică a sarcinii pe centrale, dar mai ales siguranța în funcționare. Legată de asigurarea continuității și siguranței în funcționare a sistemului electric este fără îndoială și problema păstrării funcționării sincrone a generatorilor de putere din sistem, adică problema stabilității /76, p. 53/.

Considerente tehnico-economice de funcționare a întregului sistem au făcut ca în prezent generatoarele sincrone să funcționeze în condiții de stabilitate mai scăzute decât în trecut. Acest lucru impune cunoașterea mai profundă a tuturor

..//..

aspectelor legate de construcția și funcționarea generatoarelor sincrone în regimuri tranzitorii, precum și a tuturor elementelor de interconectare.

1.1. Stabilitatea tranzitorie

Stabilitatea tranzitorie a unui sistem de mașini sincrone este proprietatea de a menține o diferență unghiulară constantă sau cuasiconstantă, când acest sistem este supus unei sau mai multor perturbații mai mult sau mai puțin violente /103/.

Raportul CIGRE 334 bis din 1966, reluat în august 1976 /140/, definește stabil tranzitoriu un sistem de mașini sincrone relativ la o perturbație (sau ciclu de perturbații), dacă în urma acestei perturbații sistemul revine la un regim normal, de mers sincron. Astfel de perturbații pot fi cauzate de scurtcircuite, întreruperi, deconectări, modificarea configurației rețelei de transport, șocuri de putere etc. /33, p.233/ și este necesar ca toți parametrii ce definesc starea inițială a sistemului, precum și ciclul perturbației (inclusiv regimul de după avarie) să fie cunoscuți. Termenul de stabilitate tranzitorie corespunde "stabilității globale" din automatică" /103/.

În ceea ce privește regimul normal de funcționare al generatoarelor sincrone, acesta nu exclude mici oscilații ale unor mașini în raport cu axele sistemului rotitor cu viteză sincronă. Mai mult, nu este exclusă nici o abatere a acestei viteze de sincronism în raport cu aceea teoretică, corespunzător frecvenței de 50 Hz /93, p.267/.

Obișnuit pendulările cauzate de perturbațiile violente nu pot fi tratate după teoria micilor oscilații. În plus, ecuațiile diferențiale ce descriu fenomenul nefiind liniare, la întrebarea stabil sau instabil se poate răspunde numai de la caz la caz.

Dacă în urma procesului tranzitoriu generatoarele nu ies din sincronism și regimul final corespunde cu acela inițial, se poate spune că aspectul stabilității este unul sincron (stabilitatea tranzitorie sincronă), iar dacă regimul cuprinde mai multe etape, cu ieșiri din sincronism, resincronizări etc., aspectul stabilității este unul rezultat (stabilitatea tranzitorie rezultată) /123/.

În ceea ce privește viteza de desfășurare a proceselor tranzitorii, trebuie menționat că procesele tranzitorii electromagnetice din circuitele electrice ale sistemelor electrice se caracterizează prin constante de timp relativ mici comparativ cu procesele mecanice. Ca urmare, la nivelul unui sistem electroenergetic se pot întâlni procese tranzitorii rapide și lente /96, p.388/. Stabilitatea tranzitorie se referă în principal la procesele tranzitorii rapide și numai parțial la cele lente (pendularea rotoarelor), extinzându-se pe o durată de maximum câteva secunde (2-3) de la apariția perturbației.

Calculul proceselor tranzitorii lente și parțial al celor rapide se calculează în cadrul "stabilității dinamice", calcul ce poate fi extins chiar și pe durata câtorva minute. În aceste condiții trebuie să luăm în considerare toate elementele ce alcătuiesc un sistem electroenergetic, inclusiv instalațiile primare și reglajele lor, termenul de "sistem electroenergetic" fiind astfel cel mai adecvat.

1.2. Studii de stabilitate tranzitorie (dinamică). Preocupări actuale.

Studiile de stabilitate tranzitorie (sau dinamică) furnizează informații referitor la evoluția mărimilor caracteristice generatoarelor sincrone (tensiuni la borne, curenți, puteri, viteze, cupluri etc.) pe durata regimului tranzitoriu /73/, /74/, /76/, /93/, /114/. Practic este suficient a urmări doar variația unghiului rotorice al fiecărui generator " δ_i " în raport cu o axă de referință care se rotește cu viteza constantă, sau în unele situații mai simple, unghiul dintre perechi de generatoare. Dacă sistemul de generatoare sincrone rămâne stabil în urma acțiunii perturbației, revenirea la regimul normal după eliminarea perturbației se poate face cu sau fără oscilații, la aceleași valori ale unghiurilor rotorice " δ_i ", sau la valori diferite.

Calculatoarele electronice au îmbunătățit în ultimii ani metodele clasice utilizate în studiile de stabilitate /133/, permițând abordarea unor probleme complexe, cum ar fi /8/.

- dezvoltarea unei structuri interne, coerente a metodelor de analiză a stabilității tranzitorii a generatoarelor sincrone, cu considerarea elementelor sale exterioare și în primul rând al rețelei;

- utilizarea unor modele cât mai complexe pentru descrierea comportării generatoarelor sincrone cu considerarea înfășurărilor de amortizare și a fenomenelor din fier;

- efectul adoptării unor ipoteze simplificatorii în modelarea matematică a funcționării tranzitorii a generatorului sincron;

- analiza influenței unor mărimi caracteristice a generatorului sincron, precum și a regimului său de funcționare asupra comportării dinamice determinate de anumite perturbații;

- analiza influenței elementelor exterioare a generatorului sincron (și a regimului lor de funcționare) asupra comportării dinamice a generatorului;

- utilizarea unor ^{noi} metode de analiză a stabilității tranzitorii sau dinamice și îmbunătățirea celor existente;

- înlocuirea mai multor generatoare, sau părți de sistem cu un generator echivalent, reprezentarea diferențiată în studiile de stabilitate tranzitorie (dinamică);

- analiza metodelor și mijloacelor de îmbunătățire a stabilității tranzitorii a generatoarelor sistemelor electrice;

- optimizarea comportării tranzitorii a generatoarelor sincrone, în condițiile aplicării teoriei reglării automate la nivelul sistemelor electrice.

1.3. Deficiențele tehnicilor actuale de calcul a stabilității tranzitorii (și dinamice) a sistemelor de mai multe mașini

Cu toate realizările obținute prin utilizarea calculatoarelor electronice (numerice sau analogice) în studiile de stabilitate tranzitorie sau dinamică a sistemelor de mai multe mașini, metodele actuale mai prezintă unele defici-

..//..

ențe în ceea ce privește:

- considerarea sarcinilor; întrucât răspunsul dinamic al nodurilor consumatoare la un anumit moment nu poate fi cunoscut riguros, chiar dacă se cunoaște cu aproximație compoziția sarcinii;

- după prima oscilație (esențială de fapt în regimul tranzitoriu) precizia datelor considerate scade foarte mult și aceasta atât din cauza evoluției în timp a sarcinilor, cât și a unor stări ce nu pot fi considerate exact, declanșări de sarcini etc.;

- posibilitățile practic infinite de incidente, atât ca natură cât și ca localizare, nu pot fi cercetate prin calcule precise în timp real, plecând de la o stare cunoscută a sistemului.

Ca urmare, mulți cercetători consideră că la nivelul sistemelor complexe de mașini, metodele clasice sînt oarecum "depășite".

1.4. Tendințe și perspective în
abordarea "nouă" a stabilității
tranzitorii (dinamice) a sistemelor complexe
de mai multe mașini /25/, /26/, /51/

În legătură cu cercetarea stabilității sistemelor complexe de mai multe mașini, pare utilă pe viitor abordarea unor probleme cum ar fi:

- definirea și determinarea completă, specifică a stărilor distincte (normală, prealarmă, avarie, postavarie etc.) pe care le parcurge un sistem electric în regiuni dinamice;

- utilizarea metodelor stocastice de analiză a stabilității, eventual asocierea unor indicatori de fiabilitate;

- renunțarea la calculele complete în favoarea unor indicatori sintetici, semnificativi pentru starea sistemului.

În acest sens, din urmă, pare foarte utilă cerc-

..//..

canice dintre mașini pe durata regimului tranzitoriu, la modificarea timpului de lansare și a duratei avariei;

- optimizarea comportării tranzitorii a sistemelor electrice de mai multe mașini (caz particular două generatoare) prin acordarea reglajelor. În acest sens, autorul și-a propus elaborarea unei tehnici care să îmbine două aspecte esențiale: rigurozitate și simplitate.

Pentru soluționarea problemelor mai sus menționate, autorul a organizat lucrarea pe un capitol introductiv, trei capitole efective (2, 3, 4) și unul de concluzii generale (5).

În cadrul capitolului 2 intitulat "MODELE MATEMATICE FOLOSITE LA ANALIZA STABILITĂȚII TRANZITORII A GENERATOARELOR SINCRONE INTERCONECTATE", sînt prezentate aspectele pe care le implică considerarea generatorului sincron și a elementelor sale exterioare în studiile de stabilitate tranzitorie. Se analizează tehnica de calcul pas cu pas a stabilității tranzitorii, insistîndu-se pe clasificarea variabilelor caracteristice în: inerțiale și neinerțiale. O atenție deosebită se acordă prezentării ecuațiilor ce descriu funcționarea tranzitorie a generatorului sincron, ipotezelor în care acestea au fost scrise și efectelor pe care le implică. Alături de acestea sînt descrise și condițiile de funcționare, respectiv ecuațiile de funcționare ale elementelor exterioare generatorului sincron (regulatorul de turație, sistemul de excitație și de reglare a tensiunii, rețeaua electrică, consumatorul).

Capitolul 3 cuprinde analiza de regimuri tranzitorii, corespunzătoare cercetării influenței fenomenelor din fier, modului de reprezentare al consumatorilor, modificării timpului de lansare al mașinii și a duratei avariei. Aprecierile cantitative stabilite pe parcursul capitolului sînt finalizate prin aprecieri și concluzii calitative la finele capitolului.

În scopul soluționării sistemelor de ecuații diferențiale și algebrice autorul a elaborat un program original de calcul, avînd înăi la bază un algoritm clasic. Considerarea saturației se efectuează pe baza metodei coeficientului de saturație, calculat cu ajutorul unei relații originale de modelare a caracteristicii magnetice a circuitului magnetic al mașinii.

..//..

În cadrul capitolului 4, intitulat "ÎMBUNĂTĂȚIREA COMPORTĂRII SISTEMELOR ELECTRICE DE MAI MULTE GENERATOARE ÎN REGIMURI TRANZITORII", sînt prezentate aspectele logice de definire și aprecierea calității proceselor tranzitorii, preocupările și tehnicile de optimizare existente la nivelul sistemelor electroenergetice. Tratatul sintetic, etapizat și critică a acestor tehnici este completată de ilustrarea unei tehnici originale de îmbunătățire a comportării tranzitorii a sistemului.

Capitolul 5, "CONCLUZII GENERALE" sintetizează aprecierile și concluziile deduse în cadrul fiecărui capitol, scoțînd în evidență elementele originale ale lucrării.

Lucrarea este completată de un set de anexe, care întregesc unele prezentări prea cunoscute sau dezvoltări care ar deranja urmărirea elementelor esențiale.

Cap.2 - MODELE MATEMATICE FOLOSITE LA ANALIZA

STABILITATII TRANZITORII A GENERATOARELOR

SINCRONE INTERCONECTATE

2.1. Metode de analiză a ST

2.1.1. Considerații generale

Comportarea tranzitorie a GSI este efectiv investigată cu ajutorul unor tehnici, numite metode de analiză a ST. Acestea pot fi /9, p.2/, /63/, /93/: clasice sau neclasice. Cele clasice, la rândul lor, sînt: analitice, analogice și numerice.

Metodele clasice analitice tratează problema ST prin integrare analitică (sau grafică) a ecuațiilor diferențiale ce descriu mișcarea rotoarelor mașinilor, operație foarte dificilă în condițiile unor sisteme extinse, cu multe mașini /60/, /76/, /116, p.328/.

Metodele clasice analogice folosesc un sistem de elemente fizice de aceeași natură, sau de natură diferită, care prezintă aceleași ecuații de funcționare și sistemul real. Din acest motiv, aceste metode includ trei procedee distincte și anume: analogice utilizînd calculatoare analogice universale /6/, /61/, /100/, /125, p.205/, modele de rețea /27/ și analizoare de rețea /105/.

O categorie aparte de metode analogice oferă calculatoarele analogice particulare: calculatorul Blackburn/51, p. 146/, sau Anacon /105/.

Modelele de rețea folosite pot fi statice sau rotative, microrrețele /3/, /4.../. Cele statice, la rândul lor, pot fi: de curent continuu sau alternativ.

În ceea ce privește folosirea analizatoarelor de rețea, acestea corespund unor procedee mixte: analogice și numerice /103/, totuși elementul preponderent rămîne acela analo-

..//..

gie /105/. Dintre cele mai complete analizoare de rețea utilizate la analiza ST (sau SD) a GSI, trebuie menționate: analizorul Siemens, cel din Japonia, sau acela din Anglia /105/.

Metodele numerice (sau pas cu pas) sînt cele mai răspîndite actualmente, atît datorită posibilităților multiple pe care le oferă modelarea matematică și tehnica numerică de soluționare a sistemelor de ecuații diferențiale și algebrice, cît și dezvoltării impetuoase a tehnicii de calcul și în primul rînd a CN /38/, /92/, /114/, /133/.

Metodele neclasice se referă la aplicarea criteriilor generale de stabilitate: Hurwitz /85/, Nyquist /71/, Popov /11/, /46/, Liapunov /10/, /40/, /99/, /129/, caracteristicii răspuns la frecvență /7/, /49/, /52/, /117/, sau la metodele statistice /72/. Utilizarea acestora la analiza stabilității se face însă în condițiile unor simplificări de multe ori grosolane /93/.

Cea mai discutată metodă rămîne însă aceea a lui Liapunov. Principalele dezavantaje ale acesteia sînt /37/, /72/, /103/, /129/:

- în funcțiile Liapunov stabilite pînă în prezent nu s-au putut lua în considerare toți factorii ce influențează sensibil stabilitatea, deși s-au obținut unele realizări prin considerarea saturației /47/, a amortizării /11/, a modificării turației în calculul constantelor de inerție a mașinilor /10/, sau a reglajelor /132/;

- nu există niște criterii standard pentru determinarea funcțiilor Liapunov, la un anumit sistem de mașini și la o anumită perturbație;

- prin însăși structura metodei, se poate prevedea numai stabilitatea, nu și instabilitatea. Este foarte posibil ca un sistem să rămîna stabil în urma unei perturbații, fără a i se putea determina funcția Liapunov;

- în cazul mai multor perturbații produse succesiv aplicarea metodei devine foarte greoasă și total neeconomică sub aspectul timpului de calcul;

- cinematica porțiunii critice a procesului tranzitoriu rămîne necunoscută;

- nu permite determinarea precisă a timpului critic de eliminare a perturbației.

Obişnuit la sisteme cu cel mult zece generatoare, erorile nu depăşesc 25 %, dar la cele cu zăizeci de generatoare depăşesc 50 %;

- folosirea metodei lui Liapunov presupune profunde cunoştinţe de stabilitate a sistemelor automate.

În studiul "Necesităţile analizei de sisteme în domeniul sistemelor electroenergetice", J. Poshon acordă slabe şanse dezvoltării şi perfecţionării tehnicilor bazate pe metodele Liapunov /134/.

Cu toate acestea, mulţi cercetători /24/ întrevăd o utilizare a criteriului Liapunov suboformă nouă.

Avându-se în vedere cele prezentate, în lucrarea de faţă analiza ST a SE se va efectua folosindu-se metoda numerică, pas cu pas, dar problema criteriului lui Liapunov va fi reluată în ultima parte şi anume, atunci când se va trece la optimizarea sistemului în regim tranzitoriu.

2.1.2. Metoda numerică (pas cu pas) de analiză a ST /27, p.287/, /33, p.234/, /55/, /114, p.381/, /125, p.240-242/

În cadrul acestei metode, regimul dinamic este descompus într-o succesiune de regimuri instantanee componente (paşi), parcursi în intervale de timp Δt suficient de mici pentru a considera că variaţia unor mărimi pe durata unui pas poate fi caracterizată prin valoarea derivatelor lor.

Stabilirea valorii lui Δt , a condus la separarea mărimilor variabile în două categorii: cu variaţie lentă (inerţiale) şi cu variaţie rapidă (neinerţiale). Modificarea mărimilor cu variaţie lentă este limitată de inerţia mecanică a GS, precum şi de constantele de timp ale circuitelor electromagnetice ale acestora. La începutul fiecărui pas, aceste mărimi sînt egale cu valorile de la finele pasului precedent, variaţia lor pe parcursul unui pas fiind descrisă de sisteme de ecuaţii diferenţiale. În categoria mărimilor inerţiale se includ: cuplul motor, viteza relativă a rotorului, fluxurile înfăşurărilor in-

ductorului, unghiul electric al rotorului, adică în general mărimile caracteristice mașinii.

Mărimile cu variație rapidă sînt mărimi legate de rețea, care la apariția unei perturbații variază brusc. Ele se păstrează constante pe durata unui pas, dar variază de la un pas la altul. Mărimile inerțiale sînt: curenții, tensiunile și puterile debitate la borne.

2.1.3. Schema unui GS împreună cu elementele sale exterioare /14, p.69/

Indiferent de tipul metodei, analiza ST a GSI presupune stabilirea modelului matematic în regim tranzitoriu pentru GS și elementele sale exterioare (instalație primară termo sau hidroelectrică, turbină, sistemul de reglare a turației și frecvenței, sistemul de excitație și reglare a tensiunii, rețeaua electrică, consumatorii statici și rotativi).

Schematic, situația unui GS conectat la rețea se poate reprezenta ca în fig. 2.1.

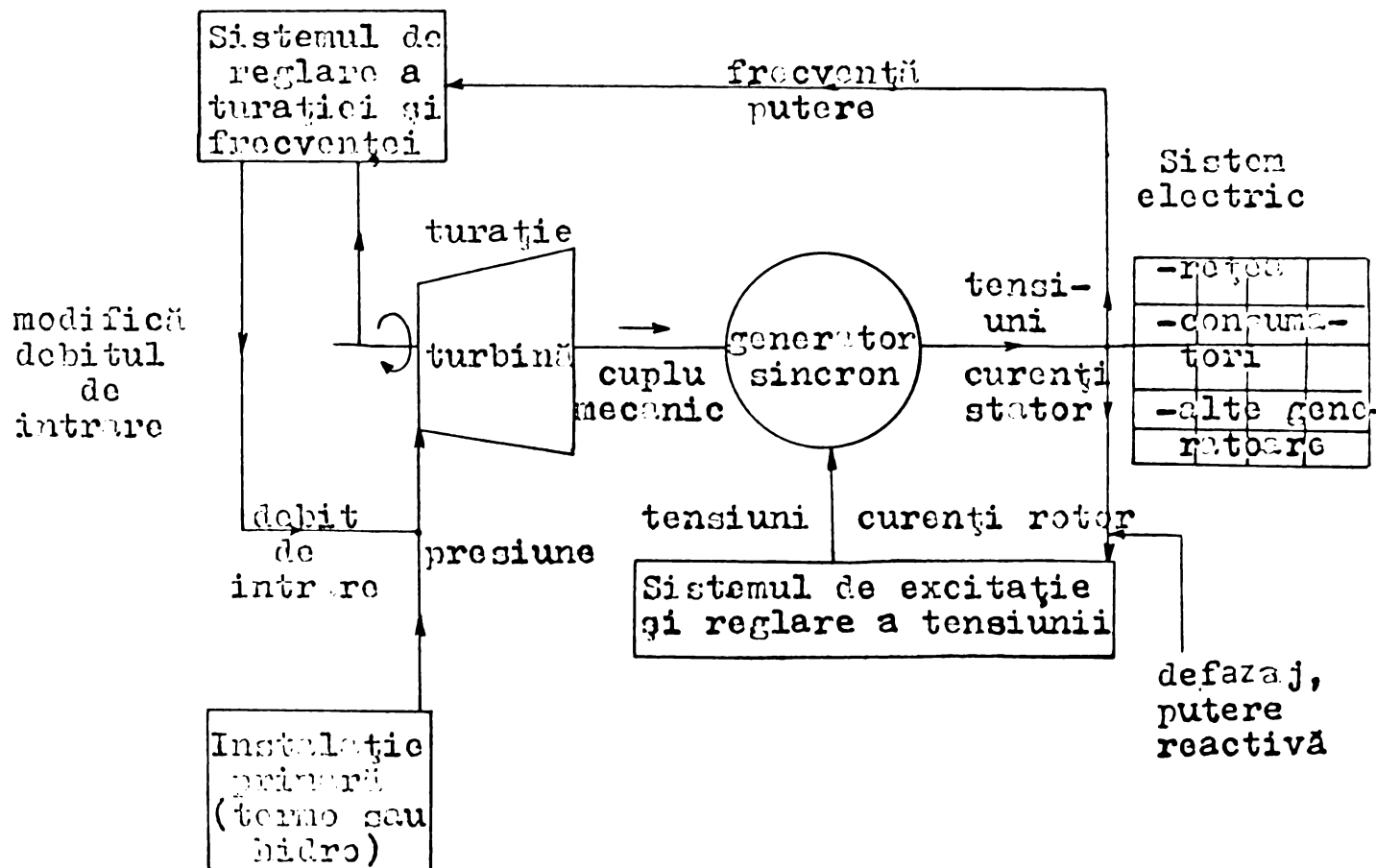


Fig. 2.1. Schema simplificată a unui GS împreună cu elementele sale exterioare

...//...

De menționat că, datorită duratei regimului tranzitoriu (2,5-3) secunde, precum și a valorilor constantelor de timp a instalațiilor primare și a turbinei, participarea acestora pe durata regimului tranzitoriu este nesemnificativă, motiv pentru care ele nu vor fi incluse distinct în modelul matematic al sistemului.

2.2. Generatorul sincron (GS). Ecuațiile de funcționare ale GS

2.2.1. Generalități

Comportarea unui SE în regimuri tranzitorii este impusă în mare măsură de funcționarea GS, motiv pentru care este foarte importantă cuprinderea lui cât mai exactă în analiza ST. Pentru aceasta este necesară cunoașterea ecuațiilor generale ce-i descriu funcționarea în regim tranzitoriu, fără și cu considerarea fenomenelor din fier (istereză, curenți turbionari, saturație).

Ecuațiile de funcționare ale GS utilizate în prezent sînt cele introduse de Park, sub forma teoriei celor două reacții /6/, /15/, /17, p.5/, /31, p.336/. Dar, deoarece acestea au fost preluate simultan de școli diferite, actualmente există un număr mare de forme de exprimare pentru aceste ecuații /16/, /17/, /60/. Deosebirile esențiale ce apar la diferitele forme de exprimare se referă la /16/, /31/:

- asocierea sensurilor pozitive ale curentului și tensiunii la bornele înfășurărilor;
- modul de scriere a legii inducției electromagnetice;
- alegerea poziției relative a celor două axe de simetrie rotorice;
- asocierea curentului și fluxului din înfășurări
- alegerea coeficienților din matricile de transformare;
- alegerea mărimilor de bază.

Prezența numeroaselor forme de exprimare, creează

..//..

dificultăți în urmărirea literaturii de specialitate, ceea ce explică preocupările unor cercetători /16/, /53/, /67/, sau a unor organisme internaționale pentru găsirea unei forme unitare de scriere a ecuațiilor /16/.

2.2.2. Mașina sincronă liniarizată (MSL)

GS ce funcționează azi în SE, sînt realizate în diferite variante constructive, dependent de natura mașinii primare (turbină^{termo} sau hidro), de numărul de perechi de poli, modul ei de răcire, firma constructoare, condițiile concrete de funcționare, etc. Pentru simplificarea studiului (expus în cadrul acentului capitol), se va considera o MS ce prezintă următoarele caracteristici /14, p.12/, /31, p.335/:

- este o mașină sincronă trifazată cu trei faze rotative: a, b, c;
- are o singură pereche de poli ($p=1$);
- are rotorul construit cu poli aparenti;
- prezintă în rotor o singură înfășurare de excitație, dispusă în axa polilor;
- prezintă o înfășurare de amortizare, dispusă în capetele polilor rotorici.

2.2.2.1. Ipoteze simplificatorii adoptate pentru obținerea ecuațiilor MSL /14, pp.13-14/, /31, pp.121-122/, /16/.

Ecuațiile MSL trebuie să descrie principalele fenomene ce au loc în MS și în primul rînd procesele energetice esențiale. Din acest motiv se acceptă o serie de simplificări utile, care dependent de natura și influența lor asupra funcționării MS se împart în ^{trei} patru categorii și anume:

a/. ipoteze referitoare la aspectul constructiv al MS:

- mașina este perfect simetrică din punct de vedere constructiv;
- se cunosc toate dimensiunile geometrice și ca-

..//..

litățile (electrice, magnetice, mecanice) ale materialelor componente;

b/. ipoteze referitoare la fenomenele cu efect în general redus asupra fluxului rezultat în întrefier:

- se neglijează modificarea rezistenței înfășurărilor cu temperatura;
- se neglijează efectul policular din conductoarele înfășurărilor;
- se neglijează efectul creșterilor asupra fluxului din întrefier;
- se neglijează efectul capacităților dintre spirole înfășurărilor, sau dintre înfășurări;

c/. ipoteze referitoare la fenomenele neliniare introduse de fierul mașinii:

- se neglijează saturația MS, adică toate inductivitățile sînt constante, în raport cu tensiunea sau curentul;
- se neglijează curenții turbinați determinați în miezul magnetic de variația fluxului;
- se neglijează fenomenul de istereză magnetică din miezul magnetic.

În ceea ce privește sensurile pozitive ale mărimilor folosite în ecuații, ele au fost adoptate astfel încît să respecte legile de bază din electromagnetism, valorile fizice reale să rezulte pozitive, iar relațiile să prezinte o formă simetrică, ușor de reținut și mînuit

In fig. 2.2. sînt prezentate circuitele electrice ale MS considerate.

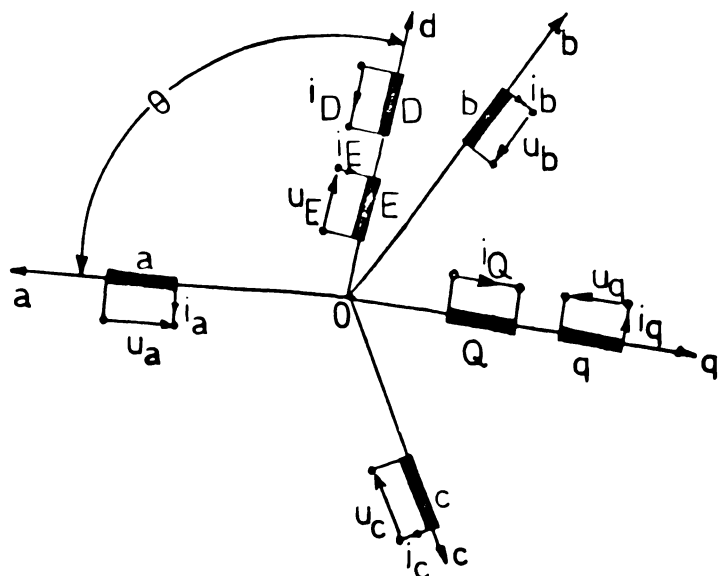


Fig. 2.2. Circuitele electrice ale mașinii sincrone liniare.

2.2.2.2. Ecuatiile de funcționare ale MSL

Cu ipotezele simplificatorii adoptate anterior, ecuațiile de funcționare ale MSL sînt:

$$\begin{aligned}
 u_a &= -R_a \cdot i_a - \frac{d\psi_a}{dt} & u_E &= -R_E i_E + \frac{d\psi_E}{dt} \\
 u_b &= -R_b \cdot i_b - \frac{d\psi_b}{dt} & u_D &= -R_D i_D + \frac{d\psi_D}{dt} = 0 \\
 u_c &= -R_c \cdot i_c - \frac{d\psi_c}{dt} & u_Q &= R_Q \cdot i_Q + \frac{d\psi_Q}{dt} = 0
 \end{aligned} \tag{2.1}$$

sau matricial:

$$\begin{aligned}
 [u]_{sf} &= - [R]_{sf} \cdot [i]_{sf} - \frac{d}{dt} [\psi]_{sf} \\
 [u]_{rf} &= [R]_{rf} \cdot [i]_{rf} + \frac{d}{dt} [\psi]_{rf}
 \end{aligned} \tag{2.2}$$

unde:

$$\begin{aligned}
 [\psi]_{sf} &= [L]_{ssf} \cdot [i]_{sf} + [L]_{srf} \cdot [i]_{rf} \\
 [\psi]_{rf} &= [L]_{rsf} \cdot [i]_{sf} + [L]_{rrf} \cdot [i]_{rf}
 \end{aligned} \tag{2.3}$$

Expresiile matricilor $[L]_{ssf}$, $[L]_{srf}$, $[L]_{rrf}$, $[L]_{rsf}$ sînt prezentate în ANEXA 2.

Dacă la aceste ecuații se adaugă și ecuația de mișcare (ANEXA 13):

$$M_e + M_m = \frac{J}{P} \cdot \frac{d^2\theta}{dt^2} \tag{2.4}$$

sau:

$$\frac{p}{2 \left(\frac{d\theta}{dt} \right)} \cdot [i]_{ft} \left[\frac{d}{dt} [L]_{ft} \right] \cdot [i]_f + M_m = \frac{J}{p} \frac{d^2\theta}{dt^2} \tag{2.5}$$

rezultă ecuațiile complete de funcționare ale MSL, valabile pentru orice regim de funcționare, inclusiv cel tranzitoriu.

2.2.3. Mașina sincronă echivalentă liniarizată (MSEL)

Elementele matricilor $[L]_{ssf}$, $[L]_{rrf}$, $[L]_{srf}$,
 ..//..

$[L]_{rsf}$, sînt funcții periodice de θ /9/, /15/, /17/, /31/, /76/, fapt ce îngreunează foarte mult soluționarea ecuațiilor de funcționare (2.2)-(2.4).

Relațiile scrise, pot căpăta o formă mai simplă dacă se efectuează o schimbare de variabile, respectiv dacă MS este înlocuită cu una echivalentă, ce prezintă o comportare identică cu mașina inițial considerată, dar are inductivități constante.

2.2.3.1. Caracteristicile MSEL /16/

MSEL are următoarele caracteristici:

- are trei înfășurări fixe statorice a, b, c, necuplate între ele și necuplate cu circuitele rotorice, avînd axele suprapuse peste axele înfășurărilor MS considerate și cu repartiția sinusoidală în lungul pasului polar. Aceste înfășurări nu produc cîmp magnetic în întrefier;

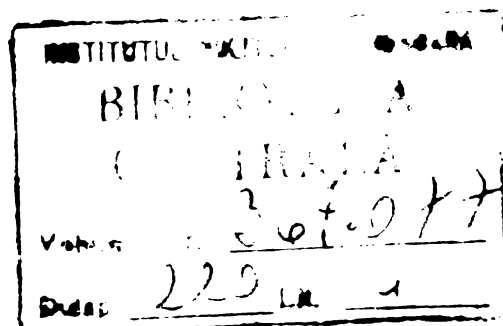
- are două înfășurări statorice (d, q), mobile față de stator și fixe față de rotor, cu axele suprapuse una peste axa "d" și alta peste axa "q", cu repartiție sinusoidală în lungul pasului polar;

- înfășurarea de excitație E, fixă față de rotor, și orientată după axa d;

- două înfășurări fixe față de rotor (corespunzătoare înfășurărilor de amortizare) și scurtcircuitate (D, Q), orientate după axa "d", respectiv "q".

Comparativ cu MS inițial considerată, MSEL prezintă din punct de vedere constructiv, același diametru, același număr de perechi de poli, același întrefier și moment de inerție iar din punct de vedere electric, magnetic și dinamic: același cuplu M, aceeași putere electrică totală momentană, aceeași inducție magnetică în întrefier B_g și energie magnetică W_m .

..//..



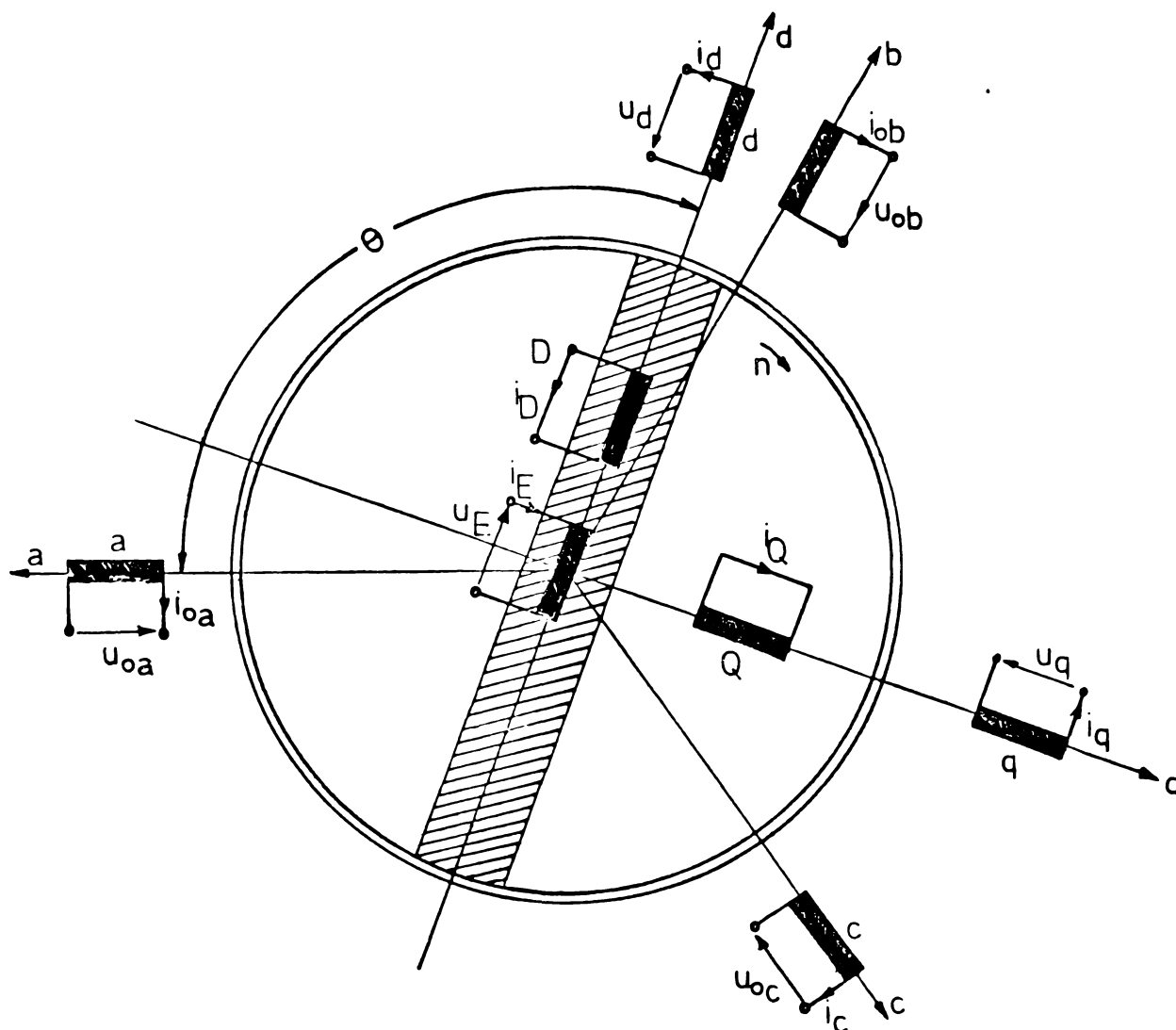


Fig. 2.3. Circuitele electrice ale MSEL

2.2.3.2. Ecuatiile de funcționare ale MSEL în coordonate d, q, 0 /14, pp.14-15/, /16/

În sistemul d, q, 0, ecuațiile înfășurărilor MSEL sînt,

$$\begin{aligned}
 u_d &= -R_d i_d - \frac{d\psi_d}{dt} + \psi_q \frac{d\theta}{dt} & u_E &= R_E i_E + \frac{d\psi_E}{dt} \\
 u_q &= -R_q i_q - \frac{d\psi_q}{dt} - \psi_d \frac{d\theta}{dt} & u_D &= R_D i_D + \frac{d\psi_D}{dt} = 0 \\
 u_0 &= -R_0 i_0 - \frac{d\psi_0}{dt} & u_Q &= R_Q i_Q + \frac{d\psi_Q}{dt} = 0
 \end{aligned} \tag{2.6}$$

$$\bar{m}_m = p \cdot [i_d \cdot \psi_q - i_q \cdot \psi_d] + \frac{J}{p} \cdot \frac{d^2\theta}{dt^2}$$

sau matricial:

...//...

$$[u]_{sd} = -[R]_{sd} \cdot [i]_{sd} - \frac{d}{dt}[\psi]_{sd} - [1]' \cdot [\psi]_{sd} \frac{d\theta}{dt} \quad (2.7)$$

$$[u]_{rd} = [R]_{rd} \cdot [i]_{rd} + \frac{d}{dt}[\psi]_{rd} ,$$

unde:

$$[\psi]_{sd} = [L]_{ssd} \cdot [i]_{sd} + [L]_{srd} \cdot [i]_{rd} \quad (2.8)$$

$$[\psi]_{rd} = [L]_{rds} \cdot [i]_{sd} + [L]_{rrd} \cdot [i]_{rd}$$

La aceste ecuații se mai adaugă și ecuația de mișcare.

2.2.3.3. Ecuațiile de funcționare ale MSEL
în coordonate d, q, 0, cu mărimile reduse
la stator și exprimate în unități relative
 /14, p.32/

Soluționarea ecuațiilor ce descriu funcționarea MS se efectuează de obicei considerându-se toate mărimile (parametrii înfășurărilor și variabilele) reduse la înfășurările statorice corespunzătoare celor două axe "d" și "q", iar apoi se exprimă în unități relative. Această formă de exprimare prezintă avantaje atât sub aspectul interpretării fenomenelor ce decurg în mașină, cât și sub aspectul mînuirii relațiilor de calcul.

Astfel, avîndu-se în vedere ANEXA 7,8, ecuațiile MSEL reduse la stator și exprimate în unități relative sînt:

$$[u]_{sd} = -[r]_{sd} \cdot [i]_{sd} - \frac{d}{dt}[\psi]_{sd} - [1]'[\psi]_{sd} \cdot \frac{d\theta}{dt}$$

$$[u]_{rd} = [r]_{rd} \cdot [i]_{rd} + \frac{d}{dt}[\psi]_{rd} .$$

$$[\psi]_{sd} = [x]_{ssd} \cdot [i]_{sd} + [x]_{srd} \cdot [i]_{rd} \quad (2.9)$$

$$[\psi]_{rd} = [x]_{rds} \cdot [i]_{sd} + [x]_{rrd} \cdot [i]_{rd}$$

$$M_m = p \cdot [i_d \cdot \psi_q - i_q \cdot \psi_d] + M_m^* \frac{d^2\theta}{dt^2}$$

..//..

2.2.3.4. Analiza ecuațiilor de funcționare ale MSEL /16/

Sistemul (2.9) descrie complet funcționarea MSEL în orice regim de funcționare.

Soluționarea lui constă în determinarea la momentul "t" a valorii mărimilor variabile.

$$a/. - i_d, i_q, i_o, i_E, i_D, i_Q, \psi_d, \psi_q, \psi_o, \psi_E, \psi_D, \psi_Q, \theta;$$

admițînd că se cunosc valorile variabilelor:

$$b/. - u_d, u_q, u_o, u_E, u_D, u_Q, M_m$$

și cunoscînd parametrii electrici, magnetici și mecanici ai MS:

$$c/. - r_d, r_q, r_o, r_D, r_Q, r_E, \\ - x_{dd}, x_{qq}, x_{DD}, x_{QQ}, x_{EE}, x_{oo}, x_{dE}, x_{dD}, \\ x_{ED}, x_{qQ}, x_{Ed}, x_{Dd}, x_{DE}, x_{Qq} \\ (sau x_{dd6}, x_{qq6}, x_{DD6}, x_{QQ6}, x_{EE6}, x_{ad}, \\ x_{aq}), \\ - M^*, p.$$

În general, unii parametri (c) nu sînt constanți pentru orice regim de funcționare, valorile lor depinzînd de valorile variabilelor (a). La fel și variabilele (b) depind de (a), dependent de natura legăturii MS cu exteriorul (sistem de excitație și reglarea tensiunii, sistem de reglare a turației, instalație primară).

2.2.3.5. Eliminarea curenților din ecuațiile MSEL cu mîrimi reduse la stator și exprimate în unități relative

Considerîndu-se regimuri simetrice de funcționare și avînd în vedere ANEXA 9, ecuațiile de funcționare ale MSEL sînt:

$$u_d = -r_d \cdot i_d - \frac{d\psi_d}{dt} + \psi_q \frac{d\theta}{dt} \quad u_D = r_D \cdot i_D + \frac{d\psi_D}{dt} = 0 \\ u_q = -r_q \cdot i_q - \frac{d\psi_q}{dt} - \psi_d \frac{d\theta}{dt} \quad u_Q = r_Q \cdot i_Q + \frac{d\psi_Q}{dt} = 0 \quad (2.10)$$

..//..

$$u_E = r_E \cdot i_E + \frac{d\psi_E}{dt}$$

$$M_m = p \left[i_d \psi_q - i_q \psi_d \right] + M^* \frac{d^2 \theta}{dt^2}$$

unde:

$$\begin{aligned} \psi_d &= x_{dd6} \cdot i_d + x_{ad} \cdot [i_d + i_E + i_D] = x_{dd6} \cdot i_d + \psi_{ad} \\ \psi_q &= x_{qq6} \cdot i_q + x_{aq} \cdot [i_q + i_Q] = x_{qq6} \cdot i_q + \psi_{aq} \\ \psi_E &= x_{EE6} \cdot i_E + x_{ad} \cdot [i_E + i_d + i_D] = x_{EE6} \cdot i_E + \psi_{ad} \quad (2.11) \\ \psi_D &= x_{DD6} \cdot i_D + x_{ad} \cdot [i_D + i_d + i_E] = x_{DD6} \cdot i_D + \psi_{ad} \\ \psi_Q &= x_{QQ6} \cdot i_Q + x_{aq} \cdot [i_q + i_Q] = x_{QQ6} \cdot i_Q + \psi_{aq} \end{aligned}$$

iar,

$$\psi_{ad} = x_{ad} \cdot [i_d + i_E + i_D] \quad \psi_{aq} = x_{aq} \cdot [i_q + i_Q] \quad (2.12)$$

Din relațiile (2.11) se obțin pentru curenții înfășurărilor, următoarele expresii:

$$\begin{aligned} i_d &= \frac{\psi_d - \psi_{ad}}{x_{dd6}}; \quad i_q = \frac{\psi_q - \psi_{aq}}{x_{qq6}}; \quad i_E = \frac{\psi_E - \psi_{ad}}{x_{EE6}}; \quad i_D = \frac{\psi_D - \psi_{ad}}{x_{DD6}}; \\ i_Q &= \frac{\psi_Q - \psi_{ad}}{x_{QQ6}} \end{aligned} \quad (2.13)$$

care înlocuite în relațiile (2.12), permit scrierea următoarelor relații:

$$\begin{aligned} \psi_{ad} &= \frac{1}{C_1} \left[\psi_d/x_{dd6} + \psi_E/x_{EE6} + \psi_D/x_{DD6} \right] \\ \psi_{aq} &= \frac{1}{C_2} \left[\psi_q/x_{qq6} + \psi_Q/x_{QQ6} \right] \end{aligned} \quad (2.14)$$

unde:

$$\begin{aligned} C_1 &= 1/x_{ad} + 1/x_{dd6} + 1/x_{EE6} + 1/x_{DD6} = 1/x_{ad} + C_{11} \\ C_2 &= 1/x_{aq} + 1/x_{qq6} + 1/x_{QQ6} = 1/x_{aq} + C_{22} \end{aligned} \quad (2.15)$$

Înlocuind în relațiile (2.10), expresiile curenților (2.13) și avându-se în vedere relațiile (2.14) și

...//...

(2.15), ecuațiile ce descriu comportarea MSEL devin:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} [\psi]_{sd} \\ [\psi]_{rd} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [A_{11}] & [A_{12}] & [A_{13}] \\ [A_{21}] & [A_{22}] & [A_{23}] \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} [\psi]_{sd} & [\psi]_{rd} & [1] \end{bmatrix} \quad (2.16)$$

unde:

$$[A_{11}] = \begin{matrix} & \psi_d & \psi_E & \psi_D \\ \psi_d & \frac{r_d}{x_{dd6}} \cdot \left[\frac{1}{c_1 x_{dd6}} - 1 \right] & \frac{r_d}{c_1 x_{dd6} x_{EE6}} & \frac{r_d}{c_1 x_{dd6} x_{DD6}} \\ \psi_E & \frac{r_E}{c_1 x_{EE6} x_{dd6}} & \frac{r_E}{x_{EE6}} \cdot \left[\frac{1}{c_1 x_{EE6}} - 1 \right] & \frac{r_E}{c_1 x_{EE6} x_{DD6}} \\ \psi_D & \frac{r_D}{c_1 x_{DD6} x_{dd6}} & \frac{r_D}{c_1 x_{DD6} x_{EE6}} & \frac{r_D}{x_{DD6}} \cdot \left[\frac{1}{c_1 x_{DD6}} - 1 \right] \end{matrix}$$

$$[A_{12}] = \begin{matrix} & \psi_q & \psi_Q \\ \psi_d & \frac{d\theta}{dt} & 0 \\ \psi_E & 0 & 0 \\ \psi_D & 0 & 0 \end{matrix} \quad [A_{13}] = \begin{matrix} & 1 \\ \psi_d & -u_d \\ \psi_E & 0 \\ \psi_D & 0 \end{matrix} \quad [A_{23}] = \begin{matrix} & 1 \\ \psi_q & u_q \\ \psi_Q & 0 \end{matrix} \quad (2.17)$$

$$[A_{21}] = \begin{matrix} & \psi_d & \psi_E & \psi_D \\ \psi_q & \frac{d\theta}{dt} & 0 & 0 \\ \psi_Q & 0 & 0 & 0 \end{matrix}$$

$$[A_{22}] = \begin{matrix} & \psi_q & \psi_Q \\ \psi_q & \frac{r_q}{x_{qq6}} \cdot \left[\frac{1}{c_2 x_{qq6}} - 1 \right] & \frac{r_q}{c_2 x_{qq6} x_{QQ6}} \\ \psi_Q & \frac{r_Q}{c_2 x_{QQ6} x_{qq6}} & \frac{r_Q}{x_{QQ6}} \cdot \left[\frac{1}{c_2 x_{QQ6}} - 1 \right] \end{matrix}$$

Ecuatiile (2.16) permit determinarea fluxurilor circuitelor mașinii în regim tranzitoriu prin integrare numerică. În momentul producerii perturbației fluxurile în întrefier ψ_{ad} și ψ_{aq} vor rămâne constante, condiție necesară pentru tratarea perturbației cu notațiile (2.16).

2.2.3.6. Ecuatiile de funcționare ale MSEL simplificată (MSELS) în coordonate dq

În calculele de ST a GSI, mulți cercetători au adus unele simplificări și schimbări de variabile modelului matematic al MSEL /27/, /121/, /125/, /133/, operații care au permis ușurarea calculului. În continuare se va numi mașina astfel obținută "simplificată".

2.2.3.6.1. Ipoteze simplificatoare /53/, /121/, /125, p.236/, /128/

În ecuațiile electrice ale înfășurărilor statorului se fac următoarele ipoteze simplificatoare:

- se consideră viteza unghiulară a rotorului $\omega = d\theta/dt$ constantă și egală cu pulsația sincronă ω_0 . Eroarea introdusă în acest caz este cu atât mai redusă cu cât MS se abat mai puțin de la viteza de sincronism și este valabilă practic pentru alunecări mai mici de (4-5) %.

În cadrul prezentei lucrări, se consideră că sarcina pe care dobitoază GS este legată pe un nod al SE de frecvență constantă, motiv pentru care se consideră justificată adoptarea acestei ipoteze;

- se neglijează tensiunile electromotoare de transformare statorice $d\psi_d/dt$ și $d\psi_q/dt$ față de tensiunile electromotoare de rotație $\omega\psi_d$, respectiv $\omega\psi_q$.

Efectul acestei ipoteze este mult analizat /19/, /26/, /68/, /125/ și comentat /135/ în literatura de specialitate în ultima vreme. Oricum, această ipoteză simplificatoare este foarte utilă în studiile de ST din două motive /28/, /68/:

- dacă $d\psi_{d,q}/dt \neq 0$, treapta de timp folosită la integrarea numerică a ecuațiilor MS nu poate depăși valoarea

..//..

de 0,01 secunde, în timp ce neconsiderarea acestor termeni poate duce la mărirea pasului de integrare de la 0,02 la 0,05 secunde;

- considerarea $d\psi_{d,q}/dt \neq 0$, implică prezența unor componente aperiodice și armonice sinusoidale de ordinul doi în fluxurile ψ_d și ψ_q . Ca urmare, curenții i_d și i_q nu vor mai avea o variație sinusoidală, fiind dificilă soluționarea simultană a ecuațiilor MSI și cele ale rețelei de interconexiune, acestea din urmă fiind scrise pentru frecvența constantă de 50 Hz.

Trebuie menționat însă /68/, că cele două componente ale fluxurilor ψ_d , ψ_q se amortizează cu constante de timp foarte mici, ele avînd un rol important la avarii apropiate de GS. Cum în lucrarea de față perturbațiile considerate sînt șocuri de putere și scurtcircuite produse la consumatori racordați pe barele de înaltă tensiune ale SE, autorul consideră întru totul justificată și această ipoteză.

În condițiile celor două ipoteze, regimul tranzitoriu al SE poate fi analizat ca unul sinusoidal, element foarte important pentru dezvoltările ulterioare.

2.2.3.6.2. Ecuațiile de funcționare ale MSELS înainte de schimbarea de variabile

Cu ipotezele simplificatorii adoptate la 2.2.3.6.1. ecuațiile de funcționare ale mașinii sincrone (2.6) devin:

$$\begin{aligned} u_d &= -R_d \cdot i_d + \omega_o \cdot \psi_q & u_E &= R_E \cdot i_E + \frac{d\psi_E}{dt} \\ u_q &= -R_q \cdot i_q - \omega_o \cdot \psi_d & u_D &= R_D \cdot i_D + \frac{d\psi_D}{dt} = 0 \\ u_o &= -R_o \cdot i_o & u_Q &= R_Q \cdot i_Q + \frac{d\psi_Q}{dt} = 0 \end{aligned} \quad (2.18)$$

$$Mm = p \cdot [i_d \cdot \psi_q - i_q \cdot \psi_d] + \frac{j}{p} \frac{d^2 \theta}{dt^2}$$

Ecuațiile (2.18) prezintă o formă similară și exprimate în unități relative.

2.2.3.6.3. Schimbări de variabile /54/, /121/, /133/

Schimbările de variabile au drept scop înlocuirea

fluxurilor ψ_E, ψ_D, ψ_Q , mărimi caracteristice rotorului, prin mărimi proporționale. Ca urmare, se obțin ecuațiile MS care conțin numai tensiuni ce se pot calcula plecând de la consumatori, sediul perturbațiilor considerate.

Astfel, se fac notațiile:

$$E_q = -\omega_0 \cdot \frac{L_{dE}}{R_E} u_E \quad E_q'' = -\omega_0 \cdot \frac{L_{dD}}{L_{DD}} \cdot \psi_D \quad (2.19)$$

$$E_q' = -\omega_0 \cdot \frac{L_{dE}}{L_{EE}} \psi_E \quad E_d'' = \omega_0 \cdot \frac{L_{qQ}}{L_{QQ}} \cdot \psi_Q$$

E_q este o mărime neinertțială, pe cînd E_q', E_q'', E_d'' sînt mărimi inerțiale fiind proporționale cu fluxurile ψ_E, ψ_D, ψ_Q .

2.2.3.6.4. Ecuațiile de funcționare

ale MSELs, după schimbarea de variabile

/36, p.393/, /54/, /121/, /133/

Avîndu-se în vedere relațiile (2.10), (2.11)- (2.14), ANEXELE 9-12 și considerînd numai perturbații simetrice, ecuațiile de funcționare ale MSELs în unități relative sînt:

$$T_{q0}'' \cdot \frac{d e_d''}{dt} = - \frac{x_q}{x_q''} \cdot e_d'' + \frac{x_q - x_q''}{x_q''} \cdot u_d \quad (2.20)$$

$$T_{d0}'' \cdot \frac{d e_q''}{dt} = e_q' - \frac{x_d'}{x_d''} \cdot e_q'' + \frac{x_d' - x_d''}{x_d''} \cdot u_q$$

$$T_{d0}' \cdot \frac{d e_q'}{dt} = e_q - \frac{x_d - x_d''}{x_d' - x_d''} \cdot e_q' + \frac{x_d - x_d'}{x_d' - x_d''} \cdot e_q''$$

unde:

$T_{q0}'' \approx T_Q$ este constanta de timp a înfășurării de amortizare transversală;

$T_{d0}'' = T_D \cdot \frac{x_d' - x_d''}{x_d - x_d''} = T_D''$ - constanta de timp subtransitorie a înfășurării de amortizare longitudinală;

..//..

$T'_{do} \approx T_E$ - constanta de timp tranzitorie a mașinii după axa "d" la meroul în rol (egală aproximativ cu constanta de timp a înfășurării de excitație),

T_D - constanta de timp a înfășurării de amortizare longitudinală.

La ecuațiile (2.20) se atașează relațiile corespunzătoare regimului inițial:

$$\begin{aligned}
 e''_{do} &= \frac{x_q - x''_q}{x_q} \cdot u_{do} \\
 e''_{qo} &= u_{qo} + x''_d \cdot i_{do} \\
 e'_{qo} &= \frac{x'_d}{x''_d} \cdot e''_{qo} - \frac{x'_d - x''_d}{x''_d} u_{qo} \\
 e_{qo} &= \frac{x_d - x''_d}{x'_d - x''_d} e'_{qo} - \frac{x_d - x'_d}{x'_d - x''_d} \cdot e''_{qo}
 \end{aligned} \tag{2.21}$$

De menționat că ecuațiile (2.20) se pot întâlni și sub alte forme, forme ce grupează altfel coeficienții variabilelor e''_q , e''_d , e'_q /36, p.393/, /96, p.152/ și definesc constante de timp corespunzătoare, diferite de cele de mai sus.

2.2.4. Considerarea fenomenelor din miezul magnetic al MS. Mașina sincronă neliniarizată. (MSENL)

La GS moderne, caracterizate prin folosirea intensivă a materialelor active, adoptarea modelului de mașină liniarizată în calculele de stabilitate conduce la diferențe sensibile între rezultatele obținute prin calcul și cele experimentale /14/, /75/. Neglijarea fenomenelor din miezul magnetic al MS duce de cele mai multe ori la condiții mai grele pentru stabilitatea transitorie (sau dinamică), fenomenele neliniare ducând la amortizarea rapidă a oscilațiilor /22/, cu excepția primei oscilații /18/.

Din acest motiv, este necesar a ține cont de fe-

..//..

nomenele ce decurg în prezența miezului magnetic al mașinii: istereză, curenții turbionari și saturația.

Dificultățile ce apar în această situație datorită complexității relațiilor de calcul, au făcut ca multe din cercetări să includă efectele datorate miezului prin caracteristici și parametri medii /14/, /51, p.125/, /75/.

2.2.4.1. Istereza

Prezența isterezei magnetice la MS determină următoarele efecte mai importante /14, p.35/, /89/, /90/:

- existența unui flux remanent ϕ_r (corespunzător inducției remanente B_r) în întrefier, în lipsa curentului de excitație;
- existența unei relații neliniare între fluxul din întrefier și curentul de excitație;
- prezența unor cupluri suplimentare;
- existența unui defazaj între fluxul din întrefier și tensiunea magnetomotoare.

Istereza la MS poate fi luată în considerare prin intermediul a două înfășurări rotorice, câte una pentru fiecare axă, parcurse de curenți dependenți de fluxul după axa respectivă, prin intermediul curbei de istereză determinată pentru curentul respectiv /14, p.37/. Parametrii acestor înfășurări (R și X) se determină astfel încât pierderile din aceste înfășurări să fie identice cu cele prin istereză în cazul unei magnetizări alternative în rotor și să reproducă defazajul necesar pentru a obține forma dorită a curentului. Alimentarea circuitelor se realizează cu surse de putere infinite, astfel încât curenții prin ele să nu se modifice decât dependent de fluxul rezultat, după o lege bine determinată.

De menționat încă, că din cauza întrefierului, ce are cea mai mare parte din tensiunea magnetomotoare, efectul isterezei este mult diminuat /14, p.38/, /89/. Ca urmare, în cazurile practice ale GS de putere, istereza se poate neglija /14, p.38/.

2.2.4.2. Curenții turbionari

Apariția curenților turbionari în miezul feromagnetic al MS se datorează variației de timp a inducției magnetice. În MS curenții turbionari apar atât în stator cât și în rotor (în timpul proceselor tranzitorii). În stator curenții turbionari se produc atât la funcționarea în regim tranzitoriu cât și în regim staționar, din cauza câmpului magnetic învârtitor.

În regim tranzitoriu la câmpul rotitor cu amplitudine constantă din regimul staționar se mai adaugă și variația în timp a amplitudinii câmpului /14, p.40/.

Totuși, variația în timp a amplitudinii câmpului rotitor la regim tranzitoriu nu este mult mai rapidă decât variația obișnuită a câmpului datorită rotației, efectul suplimentar determinat de curenții turbionari statorici în cursul regimului tranzitoriu fiind neînsemnat față de regimul staționar /14, p.40/.

În schimb în rotor, la apariția unui regim tranzitoriu ^{fluxul} rotoric variază în timp, ca urmare se manifestă curenții turbionari față de regimul normal când valoarea lor este nulă /42, p.40/.

Prezența acestor curenți turbionari este foarte accentuată la GS moderne cu rotor masiv /78/, /104/, având ca efecte:

- apariția unor pierderi suplimentare în fierul rotorului /14, p.44/, /31, p.34/, /1, p.370/;
- apariția unor cupluri de amortizare, asemănătoare cu acela produs de înfășurare de amortizare /14, p.41/, /21/, /133/;
- modificarea valorii fluxului magnetic în întrefier, ca modul și fază /89/.

Efectul curenților turbionari este foarte important la funcționarea GS în sarcină capacitivă /14, p.41/, în regim asincron datorită pierderii excitației /14, p.41/, în procesul autosincronizării /78/, precum și în studiul influenței reglajelor.

..//..

Considerarea riguroasă a curenților turbionari din miezul MS se poate realiza prin scrierea ecuațiilor lui Maxwell pentru circuitele pe care le străbat aceștia, avându-se în vedere forma constructivă a GS. Soluționarea ecuațiilor se poate face apoi analitic, fie numeric. Ambele căi conduc însă la un volum laborios de calcule, fapt ce îngreunează foarte mult calculul de stabilitate /14, p.42/, /108/.

Din acest motiv s-a propus ca fiind utilă considerarea curenților turbionari printr-oechivalență a efectelor pe care aceștia le produc. Astfel, în literatura de specialitate la studiul stabilității se disting în principal trei moduri de considerare a curenților turbionari:

1/. - impedanțele operaționale ale MS: $x_d(s)$, $x_q(s)$, se determină considerând curenții turbionari din miezul magnetic. La stabilirea valorii reactanțelor respective se pot adopta în plus și unele ipoteze simplificatorii. Astfel, în /133/, care-l citează la rândul său pe Kozłowski A., se propune înlocuirea sistemului de ecuații (2.20), cu unul operațional de forma:

$$\begin{aligned} e'_q - e''_q &= \frac{A_1}{\sqrt{s}} \left[e''_q + (x''_d - x'') \cdot i_d - e'_q \right] \\ e''_d &= \frac{A_2}{\sqrt{s}} \left[(x''_q - x'') i_q - e''_d \right] \\ x''_d &= x''_q = x'' \end{aligned} \quad (2.22)$$

unde:

$$A_1 = \frac{\omega_0 \cdot \Gamma_D}{(x'_d - x'')} \quad \text{și} \quad A_2 = \frac{\omega_0 \cdot \Gamma_Q}{(x'_q - x'')} \quad (2.23)$$

Pentru soluționarea numerică a sistemului (2.22), este necesar a stabili cu suficientă aproximație termenul $1/\sqrt{s}$. Examinarea funcției periodice și a caracteristicii de frecvență a acestui termen a arătat că este suficient de bună aproximarea acestui termen cu relația:

$$\frac{1}{\sqrt{s}} = \frac{\alpha}{\sqrt{s}} + \frac{\beta}{1+T_1 s} + \frac{\gamma}{1+T_2 s} \quad (2.24)$$

unde α , β , γ , T_1 , T_2 - sînt constante ce se determină din caracteristica de frecvență a MS ridicată într-un regim asincron

..//..

2/. - se introduc înfășurări de amortizare suplimentare, unele după axa "d", celelalte după "q", corespunzătoare curenților turbionari /14, p.42/, /69/, /103/. În legătură cu aceste înfășurări se pun următoarele probleme:

- stabilirea numărului de înfășurări, astfel încât să existe câte o înfășurare pe fiecare axă pentru fiecare curent de închidere a curenților turbionari și câte o înfășurare pe fiecare axă pentru curenții statorici, respectiv rotorici;

- determinarea parametrilor înfășurărilor curenților turbionari, astfel încât caracteristicile de frecvență ale MS reale și cele echivalente, să fie cât mai apropiate. Valoarea lor depinde de forma secțiunii miezului și de proprietățile magnetice ale acestuia /14, p.42/, /78/. Primarul se consideră fără dispersie, iar secundarul cu dispersie, iar aceasta dependentă de forma secțiunii și proprietățile magnetice ale miezului /14, p.43/. Constanta de timp a circuitului secundar depinde de forma secțiunii și este proporțională cu suprafața secțiunii transversale a miezului. Dacă mașina este nesaturată, raportul parametrilor acestor înfășurări (R, X) este $R/X = 1$, iar dacă este saturată $R/X = 2$ /78/.

Un caz particular al acestui mod de considerare al curenților turbionari ar fi acela simplificat /52/, /133/, considerându-i numai în rotor prin intermediul unei înfășurări de amortizare suplimentare ce introduce în ecuația de mișcare un termen suplimentar, proporțional cu alunecarea, respectiv determinarea lui D din ecuația (2.17), prin considerarea și a pierderilor datorate curenților turbionari la nivelul rotorului.

3/. - mărirea rezistenței înfășurărilor statorice astfel încât pierderile rezultante prin efectul Joule-Lenz să acopere și pierderile prin curenții turbionari /12, p.550/.

Aprecierea cantitativă a curenților turbionari pe baza unor caracteristici rezultate din bibliografie este prezentată în /9, p.45/.

În prezenta lucrare, curenții turbionari vor fi considerați prin metoda 2/ simplificată, determinarea cuplului suplimentar de amortizare din ecuația de mișcare făcându-se pe baza relației de calcul a pierderii de putere indicate în /78/.

2.2.4.3. Saturația

Din considerente economice, funcționarea GS are loc în porțiunea magnetică saturată, motiv pentru care inductivitățile nu sînt constante, ci ele se modifică dependent de valoarea curenților din diferite înfășurări ale mașinii. Tratatul simplificat a GS în studiile de ST neglijează saturația /3/, /6/, /61/, /103/, /114, p.369/, /133/ etc., fapt ce poate avea o consecință defavorabilă asupra preciziei rezultatelor obținute pe cale teoretică față de cele experimentale /14, p.46/, /12, p.562/, /30/.

În principal, efectele saturației sînt următoarele /14/, /108/:

- modifică forma cîmpului magnetic din întrefier, față de variația sinusoidală;
- modifică întrefierul echivalent;
- dependența caracteristicii de magnetizare, de înfășurarea ce produce cîmpul magnetic;
- decalajul axei magnetice a polilor cîmpului sub influența reacției transversale a indusului;
- deformarea curbei curentului în funcție de timp

Saturația are o mare influență în comportarea GS /14/, /22/ în condițiile considerării reglajului automat de tensiune și a funcționării pe o sarcină capacitivă /14/.

Modificarea valorii inductivităților GS este determinată de existența dependenței ^{neliniare} dintre B și H. În literatură curba de variație reală $B = f(H)$ este aproximată prin curbe continue /98/ prin una sau mai multe porțiuni de dreaptă de $\mu = \text{ct.}$ /14/, printr-un polinom de ordinul n ($n = 8 \div 10$):

$$y = a_0 + a_1x + a_2x^2 + \dots + a_nx^n \quad (2.25)$$

unde y este fluxul în întrefier, iar x tensiunea magnetomotora resultantă, sau printr-o formulare numerică /14, p.55/, /133/.

Cea mai precisă considerare este firește aceea numerică, dar neeconomică atît sub aspectul utilizării memoriei CU, cît și a timpului de calcul (reclamă interpolare între va-

..//..

lorile numerice considerate). Din acest punct de vedere este preferabilă forma polinomială (rel.2.25), care comparativ cu aproximarea prin porțiuni de dreaptă, elimină testarea valorii tensiunii magnetotoare (pentru a stabili care din porțiunile de dreaptă se consideră), dar pentru inconvenientul că nu este suficient de elastică în condițiile lui "n" mic.

O mare elasticitate în aproximarea curbei de magnetizare o asigură fără îndoială utilizarea unor forme polinomiale cu exponenți neîntregi de forma:

$$y = a_0 + a_1 x + a_2 x^\alpha \quad \text{sau} \quad y = a_0 + a_1 x + a_2 x^2 + a_3 x^\alpha \quad (2.26)$$

Din păcate, determinarea lui "α" implică unele dificultăți și aproximații ce pot introduce erori comparabile cu efectul considerării acestor polinoame în exprimarea caracteristicii magnetice. Din aceste motive, în prezenta lucrare, se propune aproximarea curbei reale $B = f(H)$ printr-un polinom cu exponenți neîntregi de forma $n/n+1$ (n fiind numărul natural), adică:

$$y_0 = a_0 + a_1 x^{1/2} + a_2 x^{2/3} + \dots + a_n x^{n/n+1} \quad (2.27)$$

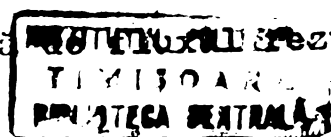
unde n nu depășește obișnuit valoarea 5. Pentru $n = 4$, erorile obținute au fost comparabile și chiar inferioare aproximării cu formula lui Zaleski. Determinarea coeficienților relației (2.27) se face prin puncte semnificative, dispunând de tabele $x^{n/n+1}$.

Utilizarea modelului liniarizat^{al} GS, impune introducerea saturației sub forma unor corecții. Efectuarea acestei corecții nu s-a realizat încă sub o formă preferențiată, unii autori contestând influența ei în regimurile dinamice /126, pp. 154-1984/.

O metodă larg răspândită este aceea a coeficientului de saturație /14, p.56/, /51, p.163/, /98/. Pentru aplicarea acestei metode se admit următoarele ipoteze:

- reactanța de dispersie este constantă și independentă de saturație, fluxul de dispersie se închide în cea mai mare parte prin aer și foarte puțin prin fier;
- saturația este determinată de fluxul resultant

..//..



din întrefier, același pentru aceeași tensiune magnetomotoare rezultantă, în sarcină sau la mers în gol;

- dependența dintre tensiunea în întrefier U_6 și solenația totală (curent de excitație + curenți reacție stator), este dată de caracteristica de mers în gol;
- rotorul este cilindric (are polii plini, înecați).

Coefficientul de saturație k^* se definește astfel /14, p.53/:

$$k^* = \left[\frac{\text{t.m.n. în lipsa saturației}}{\text{t.m.n. în prezența saturației}} \right]_{U_6 = ct} = \left[\frac{\Phi_{\text{sat}}}{\Phi_{\text{nes}}} \right]_{i=ct} \quad (2.28)$$

Ca urmare, reactanța de reacție nesaturată X_{an} are expresia:

$$X_{an} = X_n - X_6 \quad (2.29)$$

$$\text{iar valoarea saturată: } X_{as} = k^* X_{an} = k^* (X_n - X_6) \quad (2.30)$$

Reactanța sincronă saturată X_s rezultă astfel:

$$X_s = X_6 + X_{as} = k^* X_n + [1 - k^*] \cdot X_6 \quad (2.31)$$

unde X_n este reactanța sincronă nesaturată, iar X_6 reactanța de dispersie statorică.

Considerarea saturației la analiza ST a GSI este mult ușurată de folosirea ecuațiilor (2.16), sau (2.20). Coeficienții acestor ecuații conțin reactanțele de reacție X_{ad} și X_{aq} ce se pot înlocui cu valorile lor saturate, corespunzător fiecărui pas de integrare:

Astfel:

$$X_{ads} = k_d^* \cdot X_{ad}; \quad X_{aqs} = k_q^* \cdot X_{aq} \quad (2.32)$$

..//..

unde k_d^* , k_q^* se determină în funcție de fluxul ψ_{ad} , respectiv ψ_{aq} , sau:

$$X_{ads} = k^* \cdot X_{ad} \quad X_{aqs} = k^* \cdot X_{aq} \quad (2.33)$$

unde k^* se determină în funcție de fluxul total din întrefier, adică $\psi_a = (\psi_{ad}^2 + \psi_{aq}^2)^{1/2}$. Deși nu tocmai riguroasă, procedura corespunzătoare relațiilor (2.33) este suficient de bună /98/. În cazul MS cu poli proeminenți (hidrogeneratoare), saturația se consideră după o singură axă "d". În acest caz $X_{ads} = k^* \cdot X_{ad}$, unde k^* se determină din fluxul ψ_{ad} , respectiv $(\Sigma i)_d$.

Dacă se folosesc ecuațiile (2.20) considerarea saturației se poate efectua prin reducerea corespunzătoare valorii lui k^* , a tensiunilor e_q , e_q' , e_q'' , e_d rezultate la fiecare pas de integrare. Lucrurile se simplifică simțitor înlocuind dependența $U_\delta = f(\Sigma i)$ cu $e'_\delta = f(\Sigma i_d)$.

2.3. Elementele exterioare generatorului sincron

2.3.1. Sistemul de reglare a turației și frecvenței (RAV)

Rolul regulatorului automat de turație RAV, este acela de a menține pe cât posibil echilibrul dintre cuplul mecanic al turbinei și cuplul electromagnetic, astfel încât turația să rămână constantă. Constructiv ele pot fi: electromecanice, mecanice și electrice. Acestea din urmă sînt la rîndul lor electronice, sau electromagnetice /94/. Utilizarea mai largă a reguletoarelor electrice a condus la creșterea supleței reglajului, reducerea timpului de răspuns al organelor de reglare, ameliorarea sensibilității la variația frecvenței etc. /41/, /94/, /136/.

2.3.1.1. Caracteristicile sistemului de reglare turație-frecvență

Sistemul de reglare turație-frecvență, trebuie să îndeplinească trei calități principale: rapiditate, sensibilitate și stabilitate /94/. Rapiditatea reglajului depinde de iner-

..//..

ția maselor în mișcare comparativ cu cuplul ce acționează asupra acestor mase, de rapiditatea de acționare a regulatorului la deschiderea vanelor turbinei.

Sensibilitatea reglajului este dependentă de sensibilitatea sistemului de măsură a vitezei și de imprecizia în comanda vanelor datorită frecărilor mecanismelor folosite.

Stabilitatea reglajului depinde de modul în care se comportă GS la modificarea turației sau frecvenței.

Trebuie menționat că promptitudinea reglajului (τ), este o măsură a rapidității regulatorului, iar statismul regulatorului (δ) este o măsură a stabilității și are expresia:

$$\delta = \Delta n/n \quad \text{pentru } P = P_n \quad (2.34)$$

2.3.1.2. Scheme bloc de funcționare și reprezentări aproximative a RAV în regim tranzitoriu

RAV mecanice, sau mecano-hidraulice, des folosite la grupurile mari termo-energetice /137/ constau în principal dintr-un regulator de turație propriu-zis, releu de turație, servomotor, și sistemul de reglare al supapelor de amisie.

În /9, pp.54-64/ autorul a prezentat sistematic diferite tipuri de RAV, scheme-bloc echivalente de funcționare și funcțiile de transfer aferente, corespunzătoare unei bogate bibliografii parcurse.

Stabilirea ecuațiilor ce descriu riguros funcționarea RAV în regim tranzitoriu (dinamic) este o operație dificilă /14/, /41/, /136/, aceasta depinzând nu numai de tipul regulatorului folosit, de regimul de funcționare al generatorului, dar și de scopul urmărit /84/, /136/, /137/. Sub acest aspect, complexitatea de reprezentare crește pe măsură ce și rolul generatorului considerat crește. La aceasta se adăugă și extinderea regimului, de la tranzitoriu la unul dinamic.

Complexitatea și varietatea sistemelor de reglaj ale mașinii primare, folosirea diferitelor mărimi drept mărimi de intrare (modificarea presiunii, accelerației, puterii etc.) îngreunează foarte mult realizarea unui model detaliat pentru

..//..

un sistem concret oarecare /41/, /137/. În studiile de ST (sau chiar de SD) a unei singure mașini sincrone conectate la un sistem de putere infinită se reprezintă de obicei trei elemente distincte: regulatorul de turație propriu-zis, zona de insensibilitate (banda moartă) și elementul de limitare, corespunzător pozițiilor extreme ale vanei (sau ale aparatului director) /9, p.57/, /36/. Dacă perturbația se produce în SE de interconexiune a mai multor mașini și are o durată mai limitată se poate renunța la zona de insensibilitate /27, p.239/, /125, p.304/, sau chiar și la limitare /14, p.77/. În acest caz, des utilizate în calculele de ST sînt schemele bloc din fig. 24 a/ și b/ pentru grupuri termo și c/ pentru grupuri hidro.

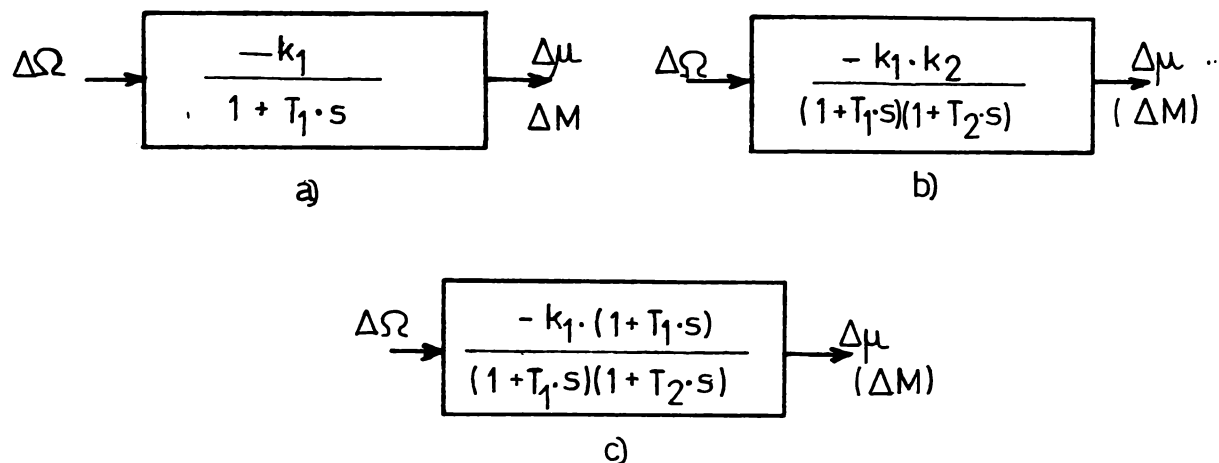


Fig. 2.4. Scheme bloc ale RAV - reprezentări simplificat

Cu suficientă aproximație se poate folosi schema c/ și pentru grupuri hidro /6/, firește completată cu elementul de limitare.

Cît privește ecuațiile diferențiale corespunzătoare schemelor din fig.2.4. pentru a/ se are:

$$T_1 \frac{d(\Delta\mu)}{dt} = -k_1(\Delta\Omega) - (\Delta\mu) \quad (2.35)$$

sau dacă ω este alunecarea:

$$T_1 \frac{d(\Delta\mu)}{dt} = -k_1 \cdot \omega - \Delta\mu \quad (2.36)$$

Dacă instalația primară nu este urmărită în mod deosebit (2.36) (cazul procesului tranzitoriu), se preferă de

••//••

multe ori pentru RAV fără semnele adiționale folosirea unei funcții de transfer de forma /27, p.304/, /96/, /121/, /133/:

$$F_v = \frac{ms+1}{\zeta s+1} \quad (2.37)$$

unde:

- $T_1 \cdot \zeta = \tau$, T_1 fiind constanta de timp a servomotorului RAV,
- m - este constanta accelerometrului
- ζ - statismul permanent al regulatorului
- τ - promptitudinea regulatorului

În tabelul 2.1 /84/ se indică domeniile de variație ale acestor parametri (t_d - timpul de deschidere a admisiei, t_i - timpul de închidere).

Tabelul 2.1.
Valorile parametrilor caracteristici
lui F_v , relația (2.37)

Natura grupului		ζ [%]	m [s]	τ [s]	t_d [s]	t_i [s]
Termo		0-10	0	0,1	1-3	0,1-0,5
Hidro	Pelton	0-10	1-2	1-0,5	15	1
	Francis	0-10	1-2	1-0,5	30	3-5
	Kaplan	0-10	1-2	1-4	40	3-5

Schema bloc a RAV este prezentată în fig. 2.5. Regulatorul modifică cuplul mecanic, dependent de abaterea vitezei $\Delta \Omega$ ($\Delta \omega$ sau ω), care constituie mărimea de intrare.

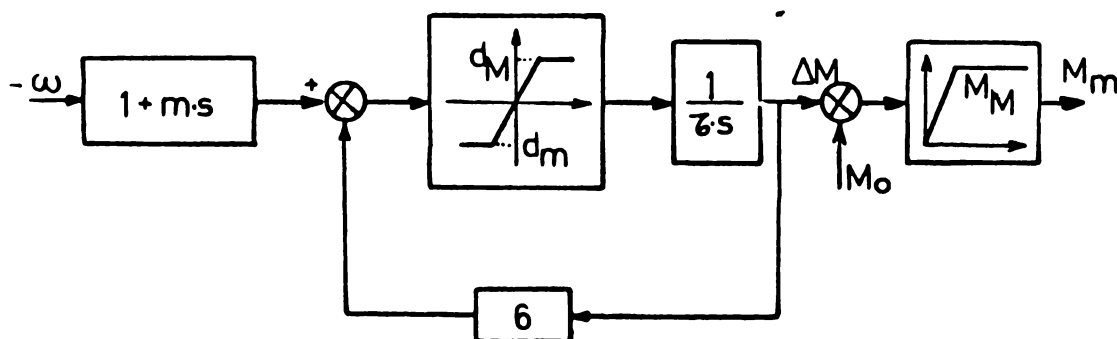


Fig. 2.5. Schema bloc a RAV, corespunzător relației (2.37).

..//..

Mărimea de ieşire este variaţia cuplului ΔM , la care se adăugă M_0 , valoarea cuplului mecanic din regimul staţionar anterior producerii perturbaţiei, obţinându-se cuplul M_m , care este limitat superior la valoarea $M_{\max}(M_M)$.

Ecuatia operaţională, corespunzătoare relaţiei (2.37) este:

$$(6 + \tau \cdot s) \Delta M = -(1 + s \cdot m) \omega \quad (2.38)$$

sau:

$$\frac{d(\Delta M)}{dt} + m \frac{d\omega}{dt} = -\Delta M \cdot 6 - \omega \quad (2.39)$$

Dar, ecuaţia de mişcare a rotoarelor:

$$\frac{d\omega}{dt} = [M_m - M_e - D\omega] \cdot \frac{1}{M^*} \quad (2.40)$$

care înlocuită în (2.40), conduce la ecuaţia:

$$\tau \frac{d\Delta M}{dt} = -6 \cdot \Delta M + \left[\frac{m \cdot D}{M^*} - 1 \right] \cdot \omega - \frac{m}{M^*} \cdot [M_m - M_e] \quad (2.41)$$

Obişnuit, se defineşte $d = \tau \cdot \left(\frac{d\Delta M}{dt} \right)$ ca fiind deplasarea distribuitorului cu sertăraşe /27/, /121/, în unităţi relative, care este limitată la o valoare maximă la închidere (d_m) şi la deschidere (d_M).

Ca urmare, se obţine următorul sistem de relaţii ce descrie regimul tranzitoriu al RAV:

$$d = - \frac{m}{M^*} [M_m - M_e] + \left[\frac{mD}{M^*} - 1 \right] \cdot \omega - 6 \cdot \Delta M$$

$$d_m \leq d \leq d_M$$

$$d = \tau \cdot \frac{d(\Delta M)}{dt} \quad (2.42)$$

$$M_m = M_0 + \Delta M$$

$$0 \leq M_m \leq M_M$$

În /125, p.239-240/, /236/ este adoptată pentru $F_V(s)$ o expresie simplificată:

$$F_V(s) = \frac{1}{\tau \cdot s + 6} \quad (2.43)$$

relație valabilă pentru grupurile turboenergetice, obținută din (2.37) pentru $m = 0$.

2.3.1.3. Influența RAV asupra fenomenelor tranzitorii

RAV uzuale prezintă o serie de dezavantaje, printre care se amintesc /14/, /123,p.97/, /84/: zonă de insensibilitate mare, caracteristică statică diferită de dreaptă etc. Ca urmare, ele încep să modifice cuplul turbinei după (0,2-0,4 secunde de la producerea perturbației, procesul de reglare putând dura câteva secunde /137/.

Constantele de timp ale elementelor RAV sînt mai mari decît ale generatorului și turbinei, ca urmare se pare că oscilațiile RAV vor influența puțin procesele tranzitorii electromecanice ale generatorului. În mod sigur, dacă interesează analiza primei oscilații (0,5-0,7) secunde din momentul producerii perturbației influența RAV nu este importantă /34/. Acțiunea întîrziată a RAV la o scădere a cuplului electromagnetic, M_e , este prezentată în fig. 2.6.

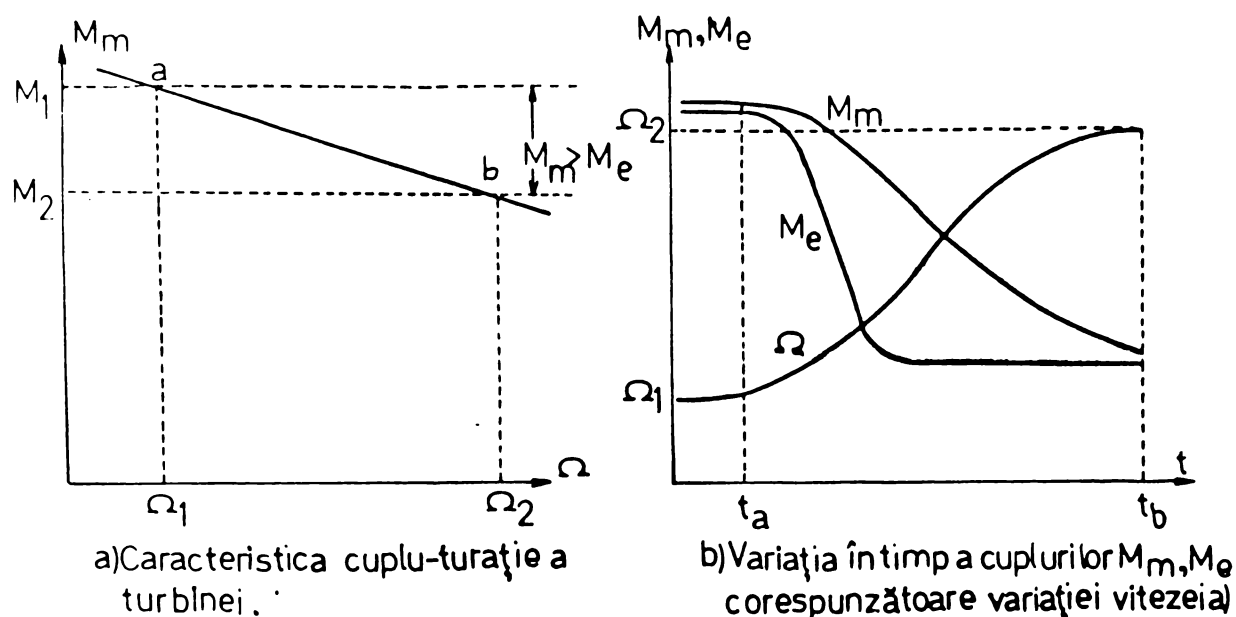


Fig. 2.6. Variația vitezei și cuplurilor în procesul de reglaj datorită RAV

În plus, unele lucrări /136/ arată că RAV clasice nu înlocuiesc ST, tocmai din cauza acțiunii întîrziate. Din acest motiv, unele studii de ST (și chiar de SD) nu iau în

..//..

considerare RAV /60/, /63/, /76/, apreciind că timpul cât se desfășoară fenomenul tranzitoriu este mai mic decât timpul de acțiune al RAV /38/,,/60/.

În realitate, perturbația din SE durează de cele mai multe ori 2-3 secunde, desfășurându-se de fapt după un ciclu, situație în care influența RAV a grupurilor turbogeneratoare este importantă /84/. Revenirea la o funcționare sincronă după ieșirea din sincronism ca urmare a unor perturbații în sistem, este în mare măsură condiționată de comportarea RAV. Accelerarea închiderii admisiei la amorsarea primei oscilații, ce caracterizează ieșirea din sincronism, favorizează sincronizarea /34/. În acest sens se preconizează accelerarea intervenției RAV după prima oscilație a tensiunii la borne sau a curentului statoric.

De asemenea, valori de 2-3 % pentru statismul RAV favorizează comportarea în regimuri tranzitorii.

Deși nu constituie obiectul prezentei lucrări, trebuie menționată contribuția însemnată pe care o are RAV în regim dinamic. Probe efectuate în diferite țări au condus la concluzia că printr-un reglaj al parametrilor RAV și prin măsuri de adaptare a automatizărilor pe partea cazan-turbină se pot obține performanțe deosebite în regimuri dinamice, chiar și în acelea datorate unor aruncări de sarcină pe durate de ordinul a 30 minute.

2.3.2. Sistemul de excitație (SE) și reglarea tensiunii (RAT)

Sistemul de excitație și reglare a tensiunii are drept scop furnizarea și reglarea curentului ce străbate înfășurarea de excitație a GS. Principalele cerințe pe care trebuie să le îndeplinească acest sistem sînt următoarele/14, p. 80/, /2/, /50/:

- promptitudine în modificarea curentului de excitație la modificarea regimului de funcționare;
- siguranță în funcționare;
- simplitate constructivă;

- să asigure stabilitatea parametrilor reglați;
- să permită automatizarea reglajului;
- să asigure stabilitatea funcționării GS la modificarea regimului;
- să fie ieftine etc.

Rolul sistemului de excitație și reglare a tensiunii este foarte important în comportarea tranzitorie a generatorului sincron /2/, /48/, /50/, /98/, /126/ etc., mai ales în cazul hidrogenatoarelor depărtate /14/, sau izolate/6/.

2.3.2.1. Elemente componente, tipuri constructive, clasificări, caracteristici, evoluție

Structura de bază a sistemelor moderne de excitație și reglare a tensiunii /50/ se poate prezenta schematic ca în fig. 2.7. În această reprezentare nu s-a insistat asupra părții de excitație foarte diversificată și astfel greu de reprezentat într-o formă unitară. Un sistem de transformare alimentează elementul de măsură al RAT. Mărimea de ieșire a acestui element este proporțională cu abaterea tensiunii față de valoarea prescrisă. În paralel cu elementul de măsură se află un element de limitare al unghiului intern al GS, care mărește excitația generatorului când unghiul intern depășește o valoare prescrisă. Mărimea de ieșire a elementului de măsură, eventual

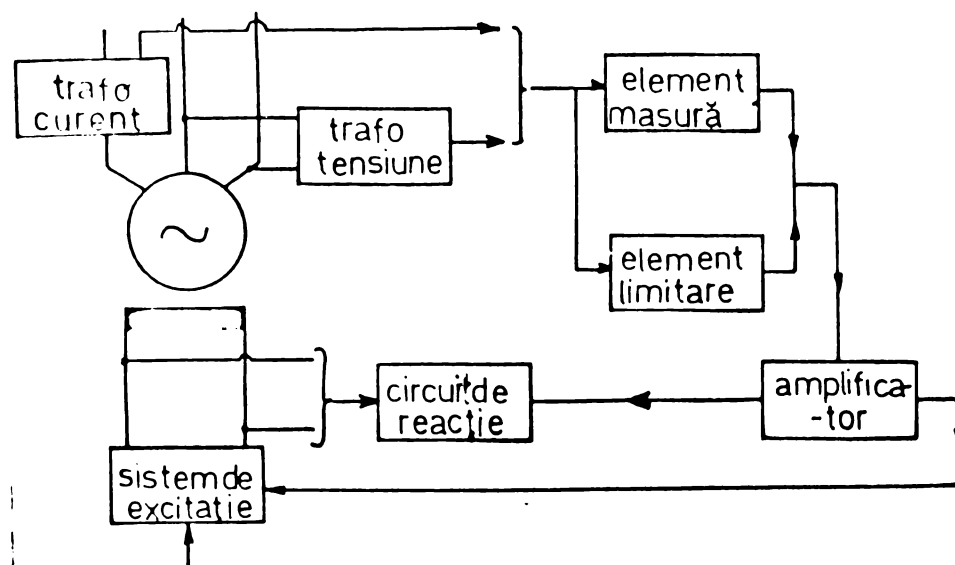


Fig. 2.7. Structura de bază a sistemelor moderne de excitație și reglare a tensiunii.

suplimentară de elementul de limitare, este amplificată și se aplică sistemului de excitație.

Amplificatorul RAT, elementul esențial sub aspectul valorii constantelor de timp a funcției de transfer echivalente a RAT se poate realiza în mai multe etape, prevăzute cu bucle de reacție etc.

În ceea ce privește SE' utilizate, acestea se pot clasifica avându-se în vedere următoarele criterii /2/, /14/, /50/:

- independența sursei de alimentare a SE' față de funcționarea GS;
- caracterul mobil sau imobil al elementelor SE';
- natura și caracteristicile sursei de energie ce alimentează înfășurările de excitație ale generatorului.

Cîteva dintre cele mai uzuale SE' sînt prezentate schematic în /9, pp.67-69/. Cît privește domeniul de utilizare optim pentru diferite SE, acesta este următorul /9, pp.69-70/:

- la turbogeneratoarele de puteri mari - sisteme cu redresare cu Hg, sau semiconductori. Pe viitor se vor utiliza excitatice separate, comasate cu un convertizor cu două înfășurări de excitație, una pentru curent crescător, alta pentru curent descrescător, alimentate de la generatoare trifazate prin sistemul amplificatoarelor magnetice sau tiristatoarelor; autoexcitație realizată prin intermediul dispozitivelor statice, sisteme realizate printr-un generator trifazat, la rîndul lui excitat prin tiristoare etc;

- la turbogeneratoare de puteri mijlocii - sisteme cu generator de tensiune constantă, excitat;

- la hidrogeneratoare de puteri mari, redresare cu vapori de mercur.

În evoluția lor, RAT a parcurs trei etape de dezvoltare: tipul electromecanic, tipul electronic și cel cu acțiune intensivă și adaptivă /45/, /128/.

Acestea din urmă acționează atît la abaterile parametrilor controlați, cît și la derivatele de ordinul unu și su-

perioare. Constanta de timp a elementului de reglare, ce include de obicei tiristorul ca element final, fiind practic neglijabilă, acest tip de RAT prezintă factori de amplificare superiori, foarte utili pentru ameliorarea ST și pentru regimurile limită, capacitive.

Din punct de vedere al modului de lucru, RAT pot fi, cu acțiune continuă și cu acțiune discontinuă. Cele cu acțiune continuă pot fi la rândul lor cu acțiune proporțională (fără compundaj, cu compundaj, cu semnale suplimentare, combinat), sau proporțional-derivative /127/.

Caracteristicile SE' și RAT pot fi statice și dinamice, ele caracterizând comportarea SE' și RAT în regimuri staționare, respectiv tranzitorii.

2.3.2.2. Scheme bloc de funcționare și reprezentări aproximative ale SE' și RAT

Pentru a studia comportarea în regim tranzitoriu a SE' și RAT este necesar a se stabili ecuația diferențială a fiecărui element component, funcție de mărimile de intrare și ieșire, iar apoi, prin conexiunea acestor relații, va rezulta o caracteristică dinamică a sistemului.

In cazul general, sub o formă simplificată, variația ^{tensiunii} de excitație ΔU_E este dată de relația: /127, p.88/, /128, pp.103-105/

$$\Delta U_E = \sum_1^n W_i(s) \cdot \Delta X_i \quad (2.44)$$

unde:

$$W_1(s) = \frac{k_e}{[1+s \cdot T_e] \cdot [1+s \cdot T_{rsi}]} \cdot \left[k_{oxi} + \frac{k_{1xi} \cdot s}{1+s \cdot T_{oxi}} + \frac{k_{2xi} \cdot s^2}{1+s \cdot T_{rx_i}} \right] \quad (2.45)$$

iar

$$X_i = Y_{1i}(s) \cdot \Delta y_{1i} + Y_{2i}(s) \cdot \Delta y_{2i} + \dots + Y_{ni}(s) \cdot \Delta y_{ni} \quad (2.46)$$

x_i - parametrul după care se face reglarea (tensiunea la borne, curentul debitat, unghiul dintre t.e.m. și un punct al sistemului, alunecarea față de turația nominală,

...x //...

$y_{ki}(s)$ - funcția de transfer ce realizează corelația parametrilor;

$k_{oxi}, k_{1xi}, k_{2xi}$ - factorii de amplificare ai RAT și ai instalațiilor de derivare după prima și a doua derivată;

T_{1xi}, T_{2xi} - întârzierile în instalațiile de derivare;

T_{rxi} - constanta de timp pe canalul corespunzător parametrului reglat;

k_e, T_e - constanta de amplificare, respectiv de timp a excitatoarei.

Relațiilor (2.44), (2.45), (2.46) le corespunde schema bloc din fig. 2,8 a/.

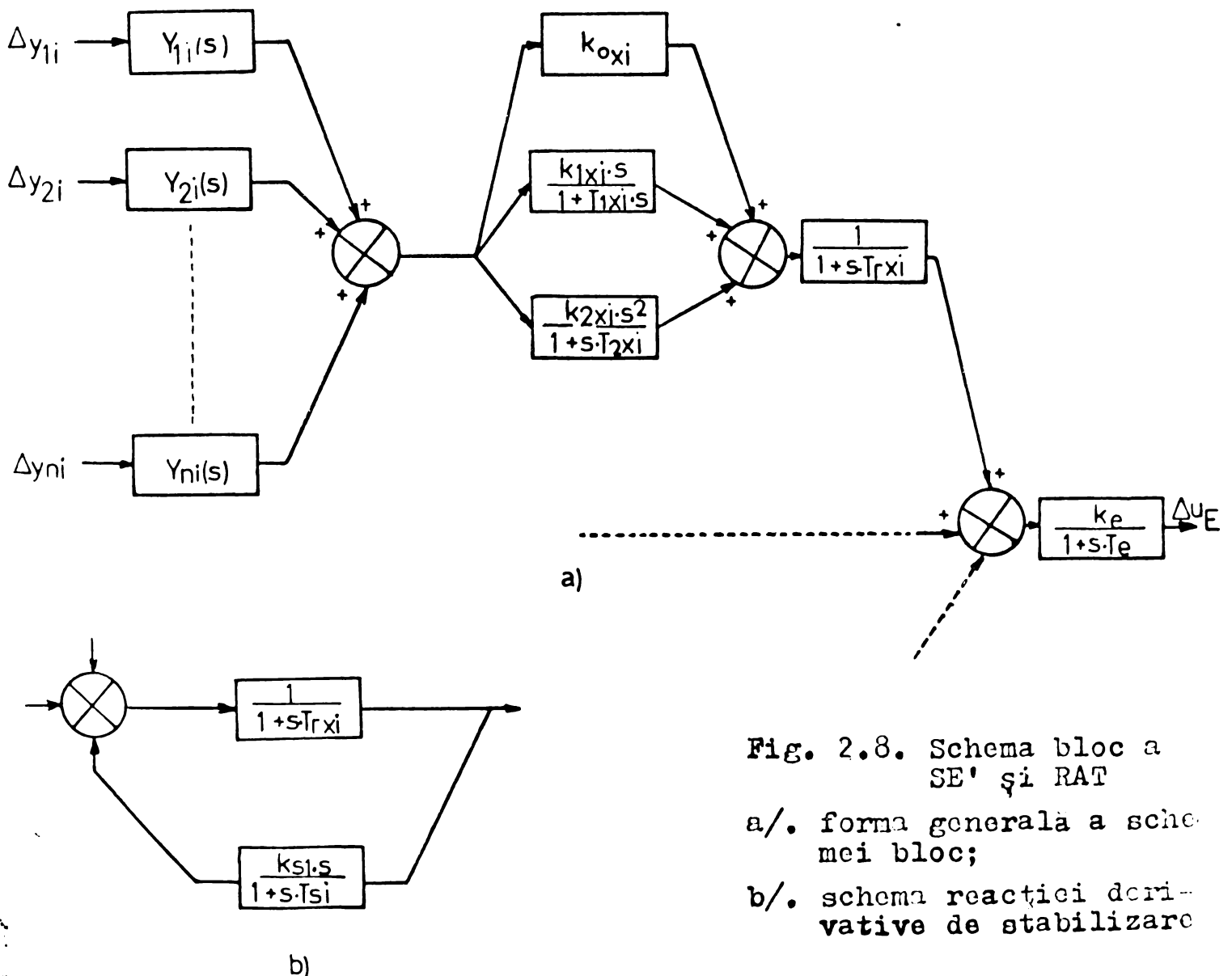


Fig. 2.8. Schema bloc a SE' și RAT

a/. forma generală a schemei bloc;

b/. schema reacției derivate de stabilizare

Dacă se dorește în plus și o reacție derivativă de stabilizare, porțiunea respectivă din schema de mai sus, se completează cu o ramură similară cu ceea ce este prezentată în fig. 2.8. b/.

În /9, pp.77-78/, autorul a prezentat diferite modalități de considerare a SE' și RAT în calculele de stabilitate, motiv pentru care în prezenta lucrare nu se va insista decât asupra unor reprezentări des folosite în studiile de ST (SD) din țara noastră.

Astfel, în /27, p.303/, /55/, /121/, RAT se reprezintă printr-o funcție de transfer de forma:

$$F_u(s) = \frac{-k_r(1+s.T_s)}{(1+s.T_{r1})(1+s.T_{r2})} \quad (2.47)$$

unde:

k_r este constanta de amplificare a regulatorului;
 T_{r1} , T_{r2} - constantele de timp ale regulatorului;
 T_s - constanta de stabilizare;
 iar SE' printr-o funcție de transfer de forma:

$$F_e(s) = \frac{k_e}{1+s.T_e} \quad (2.48)$$

unde:

T_e și k_e sînt constanta de timp și respectiv de amplificare a excitatoarei.

Schema bloc corespunzătoare RAT și SE' este redată în fig. 2.3. iar ecuațiile operaționale aferente:

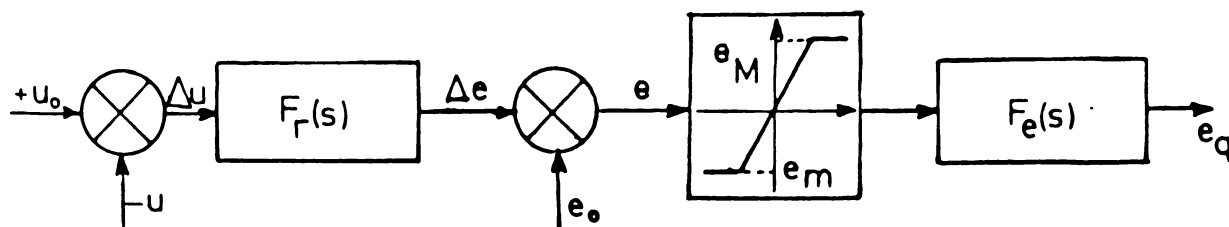


Fig. 2.9. Schema bloc a SE' și RAT

..//..

pentru RAT

$$(1+s \cdot T_{r1}) \cdot \Delta e_1 = A(u-u_0) \quad (2.43)$$

$$(1+s \cdot T_{r2}) \cdot \Delta e_2 = B(u-u_0)$$

$$\Delta e = \Delta e_1 + \Delta e_2$$

unde:

$$A = \frac{k_r(T_{r1} - T_s)}{T_{r1} - T_{r2}} \quad \text{sau} \quad B = \frac{k_r(T_{r2} - T_s)}{T_{r2} - T_{r1}} \quad (2.50)$$

iar pentru SE':

$$\begin{aligned} (1+s \cdot T_e) \cdot e_q &= k_e \cdot e \\ e &= e_0 + \Delta e \\ e_m &\leq e \leq e_M \end{aligned} \quad (2.51)$$

Sub formă diferențială, ecuațiile ce descriu comportarea SE și RAT sînt:

$$\begin{aligned} T_{r1} \frac{d \Delta e_1}{dt} &= A(u-u_0) - \Delta e_1 \\ T_{r2} \frac{d \Delta e_2}{dt} &= B(u-u_0) - \Delta e_2 \end{aligned} \quad (2.52)$$

$$T_e \frac{de_q}{dt} = k_e \cdot e - e_q$$

la care se mai adaugă și ecuațiile algebrice:

$$\begin{aligned} \Delta e &= \Delta e_1 + \Delta e_2 \\ e &= e_0 + \Delta e \\ e_m &\leq e \leq e_M \end{aligned} \quad (2.53)$$

În /125, p.239/, /3/ se propune considerarea RAT într-o formă mai simplificată, caracterizat printr-o funcție de transfer de forma:

$$F_r(s) = - \frac{k_r}{T_r \cdot s + 1} \quad (2.54)$$

respectiv ecuația diferențială:

$$T_r \frac{d \Delta e}{dt} = - \Delta e + k_r(u-u_0) \quad (2.55)$$

2.3.2.3. Influența SE' și RAT asupra comportării tranzitorii a GS

SE' este foarte important în procesul de amortizare a oscilațiilor GS /23/, efectul său fiind influențat de tipul sursei de alimentare, de caracterul mobil sau imobil al elementelor sale, de natura și caracteristicile sursei ce alimentează înfășurarea de excitație a GS. În /10/ se arată că pentru grupuri de 500 Mw, prin trecerea de la excitarea cu generatoare de curent alternativ cu redresoare necomandate la generatoare de curent alternativ cu redresoare comandate, limita ST (SD) la un scurtcircuit trifazat deconectat după 0,06 secunde s-a mărit cu 10 %.

Studii analitice și încercări speciale /48/ efectuate cu GS conectate radial pe linii lungi au arătat că reducerea la jumătate a amplificării RAT de tip amplidină sau amplificatoare magnetice a dus la îmbunătățirea substanțială a ST a sistemului.

În /124/ se arată influența pe care o are valoarea constantelor de timp a RAT a unui hidrogenerator, asupra proceselor tranzitorii determinate de un șoc de tensiune de 5 % din U_n .

Se constată că micșorarea acestor constante conduce la un proces mult mai lent al tensiunii la bornele GS, proces ce se amortizează după 3-4 oscilații. Rezultate foarte bune s-au obținut și cu RAT prevăzute cu semnale adiționale corespunzătoare, derivatelor tensiunii, abaterii frecvenței și derivatelor abaterii frecvenței asupra comportării unui hidrogenerator, la un scurtcircuit al unei faze la capătul unei plăcări scurte deconectat după 0,14 secunde.

În /32/ analizându-se comportarea unui HG în regimuri dinamice cauzate de perturbații mari (scurtcircuite sau insularizări), au rezultat următoarele:

- efectul stabilizant pe canalul abaterii și derivatelor frecvenței este maxim pentru scurtcircuite, în ipoteza recordării grupului radial la un SE puternic, prin intermediul unei linii de lungime medie;

- efectul stabilizant ce apare după deconectarea

..//..

unui scurtcircuit, este optim în condițiile utilizării unui semnal de stabilizare maxim numai a derivatei frecvenței;

- pentru un GS, regimul tranzitoriu ce apare la trecerea de la funcționarea interconectată la aceea insulară, este net înrăutățită în cazul utilizării acestor sisteme de excitație, motiv pentru care în aceste regimuri semnalele adiționale trebuie deconectate;

- efectul sistemelor de excitație este optim pentru valori mari ale coeficientului de amplificare pe canalul tensiunii statorice și constante de timp mici (excitații statice și regulatoare cu excitație tranzistorizate).

2.3.3. Rețeaua electrică (RE)

RE realizează legătura dintre GS, dintre GS și consumatori, dintre SE. Ea conține transformatoare și linii de parametrii Z și Y.

Ca element static, RE poate fi descrisă complet prin ecuațiile nodale /27, p.304/, /125, p.240/, /36/:

$$[\underline{I}_n] = [\underline{Y}_{nn}] \cdot [\underline{U}_n] \quad (2.56)$$

unde n este numărul de noduri ale rețelei.

Dacă se consideră pentru RE sistemul de axe de referință X, Y având următoarele semnificații: componentele după axa X sînt părțile reale, iar cele după axa Y sînt părțile imaginare, sistemul (2.56) se transformă în 2n ecuații reale, avînd relațiile scrise pentru un nod N oarecare:

$$\begin{aligned} \underline{I}_N &= I_{NX} + j I_{NY} \\ \underline{U}_N &= U_{NX} + j U_{NY} \end{aligned} \quad (2.57)$$

$$\underline{Y}_{IN} = G_{INX} + jB_{INY}$$

În cazul unui element din RE cu rezistență R și reactanță X, ecuațiile tensiunilor între capetele elementului în sistemul mărimilor de fază sînt:

$$\begin{aligned} \Delta U_a &= \frac{X}{\omega_0} \cdot s \cdot i_a + R \cdot i_a \\ &\dots//\dots \end{aligned}$$

$$\Delta U_b = \frac{X}{\omega_0} \cdot s \cdot i_b + R \cdot i_b \quad (2.58)$$

$$\Delta U_c = \frac{X}{\omega_0} \cdot s \cdot i_c + R \cdot i_c$$

iar prin trecerea la sistemul de axe d, q acestea devin:

$$\Delta U_d = \frac{X}{\omega_0} \cdot s \cdot i_d - \frac{X}{\omega_0} \cdot \omega \cdot i_q + R \cdot i_d \quad (2.59)$$

$$\Delta U_q = \frac{X}{\omega_0} \cdot s \cdot i_q + \frac{X}{\omega_0} \cdot \omega \cdot i_d + R \cdot i_q$$

unde ω_0 este viteza unghiulară sincronă, iar ω aceea reală.

Dacă se consideră că în cursul regimului tranzitoriu, rețeaua trece printr-o serie de stări de regim permanent, termenii $\frac{X}{\omega_0} \cdot s \cdot i_d$ și $\frac{X}{\omega_0} \cdot s \cdot i_q$ se pot neglija.

Această ipoteză este justificată de faptul că efectele tranzitorii asociate RE sînt mult mai rapide decît efectele tranzitorii urmărite.

Astfel că sistemul (2.59) se transformă în unul algebric:

$$\begin{array}{|c|} \hline \Delta U_d \\ \hline \Delta U_q \\ \hline \end{array} = \begin{array}{|cc|} \hline R & -\frac{\omega X}{\omega_0} \\ \hline \frac{\omega X}{\omega_0} & R \\ \hline \end{array} \cdot \begin{array}{|c|} \hline i_d \\ \hline i_q \\ \hline \end{array} \quad (2.60)$$

sau:

$$\begin{array}{|c|} \hline i_d \\ \hline i_q \\ \hline \end{array} = \begin{array}{|cc|} \hline G & -B \\ \hline B & G \\ \hline \end{array} \cdot \begin{array}{|c|} \hline \Delta U_d \\ \hline \Delta U_q \\ \hline \end{array} \quad (2.61)$$

unde:

$$G = \frac{R}{R^2 + \left(\frac{\omega}{\omega_0} X\right)^2} ; B = \frac{\frac{\omega}{\omega_0} X}{R^2 + \left(\frac{\omega}{\omega_0} X\right)^2} \quad (2.62)$$

Curentul total din fiecare nod N, din RE de interconexiune (absorbit sau debitat) este dat de ecuația matricială:

$$\begin{array}{|c|} \hline I_{DN} \\ \hline I_{QN} \\ \hline \end{array} = \sum_1^n \begin{array}{|cc|} \hline G_{NI} & -B_{NI} \\ \hline B_{NI} & G_{NI} \\ \hline \end{array} \cdot \left\{ \begin{array}{|c|} \hline U_{DN} \\ \hline U_{QN} \\ \hline \end{array} - \begin{array}{|c|} \hline U_{DI} \\ \hline U_{QI} \\ \hline \end{array} \right\} \quad (2.63),$$

sau în complex

$$I_N = \sum_{i=1}^n Y_{NI} \cdot [U_N - U_I] = Y_{NN} \cdot U_N - \sum_{i=1}^n Y_{NI} U_I \quad (2.64)$$

Pentru fiecare nod al RE se poate scrie o ecuație de forma (2.64), iar prin gruparea acestor ecuații se constituie sistemul complet al ecuațiilor pentru RE.

2.3.4. Consumatorii electrici

Din punct de vedere al unui SE de mai multe GSI, nu interesează comportarea unui consumator individual (decît în situații deosebite), ci doar consumatorii complecși, luați în ansamblu, conectați de obicei la bornele de înaltă tensiune, ce însumează un mare număr de consumatori de diferite tipuri /14/, /27/, /79/, /125/.

Compoziția consumatorului complex exprimă în procente de putere activă în raport cu puterea totală consumată este în general admisă, conform următoarelor valori:

	/79/	/125/	/27/
motoare asincrone	50 %	50 %	60 %
motoare sincrone	8-10 %	10 %	10 %
instalații de iluminat și casnice	20-22 %	23 %	20 %
cu toare electrice și redresoare	10-11 %	10 %	10%
pierderi în rețele	9-10 %	7 %	-

Caracteristicile consumatorilor pot fi statice, sau dinamice. Primele indică dependența puterii active P și reactive Q absorbite, reactanța X , alunecarea s_c etc. în funcție de mărimile electrice ale nodului în care sînt recordate: tensiune U și frecvență f . Obişnuit se consideră $P=f_1(U, f)$; $Q=f_2(U, f)$, sau numai cele de tensiune: $P = f_1(U)$, $Q=f_2(U)$, întrucît modificările lui U sînt mult mai mari decît ale lui f .

În /9, p.87/ s-au prezentat diferite moduri de considerare a consumatorului complex, respectiv de exprimare a caracteristicilor acestuia în studiile de ST (SD) ale sistemelor de mai multe mașini. Se constată că cel mai frecvent mod de a considera consumatorul este acela recomandat de Kimbark /51, p.80/, prin caracteristici statice de forma:

..//..

$$P = k_1 U^2; \quad Q = k_2 U^2 \quad (2.65),$$

adică ca un element de impedanță constantă.

În /97, p.236/ se recomandă utilizarea relațiilor:

$$P = k_0 + k_1 U; \quad Q = k'_0 + k'_1 U^2 + k'_2 U^{-2} \quad (2.65')$$

iar dacă nu există suficiente informații cu privire la consumatorul complex necesare pentru a determina coeficienții k , k' , se pot admite două tipuri de caracteristici statice aproximative:

- puterile P și Q sînt constante;
- puterea P este constantă, iar Q variază cu pătratul tensiunii.

Oricum, regimul tranzitoriu al GS ale unui SE este mult influențat de modul de considerare în calcul a consumatorului complex. Această considerare se referă la /139/: gradul de profunzime în reprezentarea sarcinilor, considerarea separată a sarcinilor statice de cele rotative, a celor liniare de cele neliniare.

Foarte utilă în studiile de ST (sau SD) pare a fi și recomandarea lui Crary /51, p.81/, care propune tratarea diferențiată a consumatorului pe durata și după perturbare (avarie).

În cadrul prezentei lucrări se va considera în principal reprezentarea consumatorului printr-o impedanță constantă (adică $P = k_1 U^2$ și $Q = k_2 U^2$).

2.4. Concluzii

Avîndu-se în vedere scopul prezentei lucrări: pe de o parte analiza comportării GS ce debitează pe mari consumatori în regimuri tranzitorii provocate de perturbații violente (șocuri de putere, scurtcircuite), pe de altă parte optimizarea acestei comportări, în cadrul acestui capitol s-au prezentat aspectele pe care le ridică modelarea în regim tranzitoriu a GS și a elementele sale interioare, a căror prezență se face simțită pe durata luată în considerare

..//..

(2,5-3 secunde). În condițiile unui SE de mai multe mașini dat și a unei perturbații considerate, comportarea tranzitorie a GS este mult influențată de prezența reglajelor, iar dintre acestea în primul rând reglajul de tensiune.

Revenind la mașina sincronă, trebuie subliniat ipotezele principale care s-au avut în vedere la reprezentarea ei într-o a doua etapă: $\frac{d\psi_{d,q}}{dt} = 0$ și $\omega = ct$, în contextul efectelor deosebit de avantajoase pe care le asigură acestea. Regimul tranzitoriu sinusoidal descris de ecuațiile (2.20) are la bază în plus și introducerea unor variabile auxiliare E_q, E'_q, E''_q, E''_d , despre a căror evoluție pe durata regimului tranzitoriu literatura de specialitate menționează prea puțin.

Calculul acestor variabile pe durata regimului tranzitoriu sinusoidal în condițiile utilizării componentelor fazorile nu prezintă dificultăți, iar valorile lor pot fi îmbunătățite prin considerarea fenomenelor din fierul mașinii: saturație și curenți turbionari.

Avându-se în vedere cele prezentate, GS se va reprezenta în regim tranzitoriu prin sistemul de ecuații (2.20), la care se vor adăuga relațiile ce descriu funcționarea sistemului de excitație și RAT, RAV, precum și cele corespunzătoare descrierii fenomenelor din fier: saturație și curenți turbionari. Rețeaua electrică și consumatorii se vor considera prin ecuații de forma: (2.64), respectiv (2.65).

Astfel, regimul tranzitoriu electromagnetic din axa "d" a GS prevăzut cu RAT, va fi descris de ecuațiile diferențiale:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \Delta e \\ e_q \\ e'_q \\ e''_q \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -1/T_r & & & & -k_f(U-U)/T_r \\ k_e/T_e & -1/T_e & & & k_e e \\ & 1/T_{d_0}' & -(x_d-x_d'')/T_{d_0}'(x_d-x_d'') & (x_d-x_d')/T_{d_0}'(x_d-x_d'') & \\ & & 1/T_{d_0}'' & -x_d'/x_d'' \cdot T_{d_0}'' & (x_d'-x_d'')U_q/x_d'' \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta e \\ e_q \\ e'_q \\ e''_q \\ 1 \end{bmatrix} \quad (2.67)$$

unde: $X_d, X'_d, X''_d, T_e, T'_{d0}, T''_{d0} = f(\text{saturație})$

la care se adaugă relațiile algebrice:

$$\begin{aligned} e &= e_0 + \Delta e \\ e_m &\leq e \leq e_M \end{aligned} \quad (2.63)$$

Regimul tranzitoriu electromagnetic din axa "q" este descris de ecuația diferențială:

$$\frac{d}{dt} e_d'' = - \frac{1}{T''_{q0}} \cdot \frac{X_q}{X''_q} \cdot e_d'' + \frac{X_q - X''_q}{T''_{q0} \cdot X_q} \cdot U_d \quad (2.69)$$

unde:

$$X_q, X''_q, T''_{q0} = f(\text{saturație})$$

În ecuațiile (2.67) și (2.68) tensiunea la bornele GS, $U = \sqrt{U_d^2 + U_q^2}$. (2.70)

Regimul tranzitoriu electromecanic al GS prevăzut cu RAV, este descris de ecuațiile diferențiale:

$$\frac{d}{dt} \begin{bmatrix} \omega \\ \delta \\ \Delta M \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -D/M^* & & & (M_m - M_e)/M^* \\ \omega_0 & & & \\ (mD/M^* - 1)/\zeta & & -\delta/\zeta & m(M_m - M_e)/\zeta M^* \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \omega \\ \delta \\ \Delta M \\ 1 \end{bmatrix} \quad (2.71)$$

unde:

$$M_e = M'_e + M''_e \text{ iar } M''_e = f(\text{curenții turbionari rotorici}).$$

Ecuațiilor (2.71) li se adaugă și relațiile algebrice:

$$\begin{aligned} M_m &= M_0 + \Delta M \\ 0 &\leq M_m \leq M_M \end{aligned} \quad (2.72)$$

$$\left[\frac{dM_m}{dt} \right]_{\min} \leq \frac{dM_m}{dt} \leq \left[\frac{dM_m}{dt} \right]_{\max}$$

Regimul de funcționare al rețelei de interconexiune și al consumatorilor este descris prin sistemul de ecuații:

Cap.3 - ANALIZA STABILITATII TRANZITORII A GENERATOARELOR SINCRONE INTERCONECTATE

În prezentul capitol, avându-se în vedere cele prezentate în capitolul anterior, concluziile și observațiile stabilite, se vor parcurge etapele de calcul pe care le comportă analiza stabilității tranzitorii a unui SE ce conține mai multe GS, avaria fiind un șoc simetric de putere activă de scurtă durată (similar ca efect cu un scurtcircuit cuprins între 2 FN și 3 FN).

Prezentarea va fi însoțită de calculul regimurilor de stabilitate tranzitorie a unui SE alcătuit din două centrale electrice (una termo și cealaltă hidro) ce debitează pe o sarcină comună. Stabilirea acestui caz a rezultat în urma unui studiu efectuat de autor în /8, p.16-17/, studiu ce a justificat utilitatea acestei considerări pentru condițiile sistemului nostru energetic.

Programul de calcul folosit, deși are la bază un algoritm cunoscut în literatură, a fost întocmit efectiv de autor, permițând așa cum va rezulta din cele ce urmează studiul influenței unei mari diversități de factori asupra comportării tranzitorii a GS aparținând SE. Încinte însă de a trece la calculul efectiv al regimurilor s-a considerat utilă prezentarea algoritmului de calcul și a modului efectiv de considerare a fenomenelor din fierul mașinii.

3.1. Algoritmul de calcul al ST

Algoritmul folosit de autor pentru elaborarea programului de calcul, este în principiu cel descris în literatură /125, pp.241-242/, /27, pp.304-308/, /54/ și el corespunde metodei pas cu pas prezentată la 2.1.2.

Astfel, tratarea perturbației (șoc de putere,
..//..

scurtcircuit, deconectare etc.) se efectuează după cum urmează.

a/. La apariția perturbației se consideră tensiunea $\underline{e}''^{\#}$ din spațiile reactanței x_q'' (de componente e_d'' , e_q'' în sistemul d, q al fiecărui GS) constantă și egală cu valoarea ei dinaintea producerii perturbației \underline{e}''_{q_0} . Deci:

$$\underline{e}''^{\#} = e_d'' + j e_q'' = \underline{u} + j x_q'' \cdot \underline{i} \quad (3.1.)$$

unde:

$$e_q''^{\#} = \frac{x_q''}{x_d''} e_q'' + \frac{x_d'' - x_q''}{x_d''} u_q \quad (3.2)$$

b/. Se calculează componentele t.c.m. ale lui $\underline{e}''^{\#}$ în sistemul de axe de referință al sistemului (X,Y); în care $e''^{\#}$ are expresia:

$$\underline{e}''^{\#} = e_X''^{\#} + j \cdot e_Y''^{\#} \quad (3.3)$$

unde:

$$\begin{bmatrix} e_X''^{\#} \\ e_Y''^{\#} \end{bmatrix} = [T]^{-1} \cdot \begin{bmatrix} e_d'' \\ e_q'' \end{bmatrix}, \text{ iar } [T] = \begin{bmatrix} \sin\delta & -\cos\delta \\ \cos\delta & \sin\delta \end{bmatrix} \quad (3.4)$$

Ipoteza $\underline{e}''^{\#} = \text{ct.}$ este aproximativă și utilă doar pentru pornirea calculului, întrucât componentele lui $\underline{e}''^{\#}$ ($e_X''^{\#}$, $e_Y''^{\#}$), sînt funcții de e_d'' , e_q'' , δ , dintre care numai e_d'' și δ sînt variabile inerțiale;

c/. Cu $e_X''^{\#}$ și $e_Y''^{\#}$ cunoscute pentru fiecare GS se calculează tensiunile în nodurile rețelei, exprimate în sistemul de referință (X, Y), adică:

$$\underline{u} = u_X + j u_Y \quad (3.5).$$

d/. Se calculează componentele tensiunilor \underline{u} și a curenților \underline{i} în sistemul (d, q) propriu fiecărui GS:

$$\begin{bmatrix} u_d \\ u_q \end{bmatrix} = [T] \cdot \begin{bmatrix} u_X \\ u_Y \end{bmatrix} \quad (3.6)$$

e/. Se calculează $e_q''^{\#}$ folosindu-se relația (3.2), e_q'' inițial și u_q determinat cu (3.6). Dacă $e_q''^{\# \text{ nou}} = e_q''^{\# \text{ vechi}} \pm \varepsilon$ ($\varepsilon \ll 1$), se trece mai departe, dacă nu se revine la b/, calculîndu-se $e_X''^{\#}$ și $e_Y''^{\#}$ cu noua valoare admisă pentru $e_q''^{\#}$.

...//...

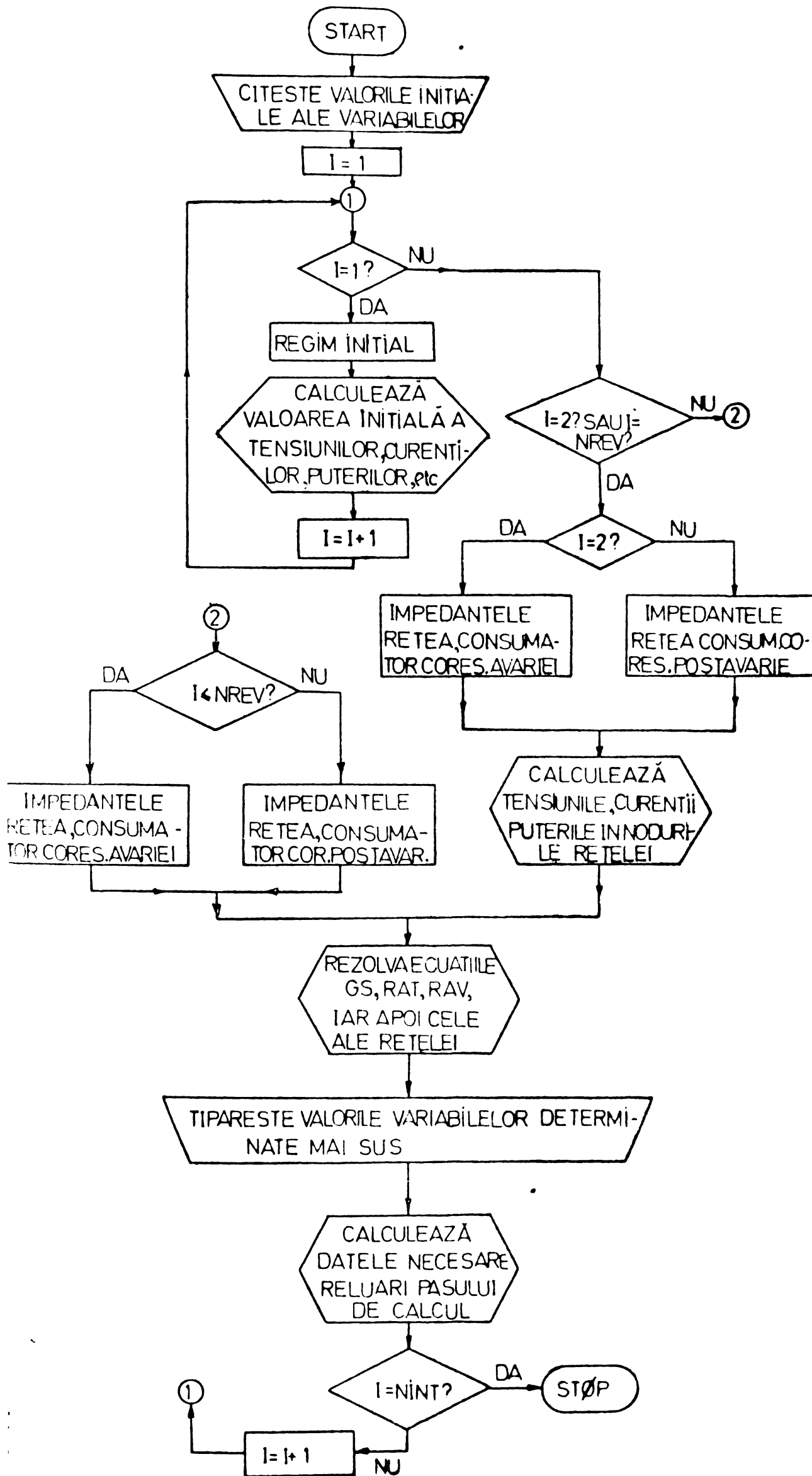


Fig.31 Ordinon dă programului de calcul a ST

f/. Cunoscându-se valorile lui e_q^{**} se calculează curenții în noduri, tensiunile în noduri și puterile electrice debitate de fiecare GS.

Pentru determinarea regimului de funcționare al GS la finele unui interval de timp Δt , este necesar a se calcula mărimile e_q'' , e_q' , e_d'' , e_q , ω , δ , și ΔM . În acest scop se integrează sistemele de ecuații (2.67), (2.69), (2.71), simultan cu rezolvarea ecuațiilor algebrice (2.68), (2.70), (2.72), (2.73), admițându-se următoarele ipoteze:

- tensiunile nodurilor în care sînt conectate GS sînt constante pe durata intervalului Δt și egale cu valorile considerate la începutul pasului;

- puterile active și reactive debitate de GS sînt constante pe durata intervalului Δt și egale cu valorile de la începutul intervalului.

Ecuațiile diferențiale se integrează numeric folosindu-se metoda Runge-Kutta de ordinul patru.

Dacă la finele unui pas "i" nu apare o nouă perturbare, atunci regimul rețelei la finele pasului "i" este identic cu cel de la începutul pasului următor "i+1".

Ordinograma principală de calcul se prezintă în fig. 3.1. și ea a stat la baza programului întocmit de autor pentru calculul ST a sistemului considerat.

3.2. Considerarea fenomenelor din fier

3.2.1. Saturația

Pentru a se putea aprecia cantitativ efectul saturației, procedeul efectiv de mînuire a ecuațiilor diferențiale a GS cu parametrii saturați (gradul de saturație) fiind variabil), este necesar a stabili influența pe care o are considerarea saturației asupra valorii coeficienților ecuațiilor diferențiale a GS, modul de considerare a curbei de magnetizare și calculul coeficientului de saturație k^* la fiecare pas de integrare.

3.2.1.1. Modificarea valorii coeficienților
ecuațiilor diferențiale a GS cu saturații.

Avându-se în vedere cele prezentate la paragraful 2.2.4.3. coeficienții ecuațiilor diferențiale (2.67), (2.69) se vor exprima în funcție de reactanțele de dispersie, rezistențele înfășurărilor și valorile saturate ale reactanțelor de reacție:

$$X_{ad_s} = k^{\#} \cdot X_{ad}; \quad X_{aq_s} = k^{\#} \cdot X_{aq}$$

Astfel:

$$A = \frac{1}{T_{q0}''} \cdot \frac{x_q}{x_q''} = \frac{\omega_0 \cdot r_Q}{x_{aq} \cdot k^* + x_{QQ6}} \cdot \frac{x_{aq} \cdot k^* + x_{qq6}}{x_{qq6} + \frac{x_{aq} \cdot x_{QQ6}}{x_{QQ6} + x_{aq} \cdot k^*}} =$$

$$= \frac{\omega_0 \cdot r_Q \cdot (x_{aq} \cdot k^* + x_{qq6})}{x_{qq6} \cdot (x_{QQ6} + x_{aq} \cdot k^*) + x_{aq} \cdot k^* \cdot x_{QQ6}} \quad (3.7)$$

$$B = \frac{1}{T_{q0}''} \cdot \frac{x_q - x_q''}{x_q''} = \frac{1}{T_{q0}''} \cdot \left[\frac{x_q}{x_q''} - 1 \right] = \frac{\omega_0 \cdot r_Q}{x_{aq} \cdot k^* + x_{QQ6}} \cdot$$

$$\left[\frac{x_{aq} \cdot k^* + x_{qq6}}{x_{qq6} + 1/(1/x_{aq} \cdot k^* + 1/x_{QQ6})} - 1 \right] \quad (3.8)$$

$$C = \frac{1}{T_{d0}''} = \frac{1}{T_D} \cdot \frac{x_d - x_d''}{x_d' - x_d''} = \frac{1}{T_D} \cdot \frac{\frac{x_d}{x_d'} - 1}{\frac{x_d}{x_d'} - 1} = \frac{\omega_0 \cdot r_D}{x_{ad} \cdot k^* + x_{DD6}}$$

$$\frac{(x_{ad} \cdot k^* + x_{dd6}) / [x_{dd6} + 1/(1/x_{ad} \cdot k^* + 1/x_{EE6}) - 1]}{(x_{dd6} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}}}) (x_{dd6} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}} + \frac{1}{x_{DD6}}})} \quad (3.9)$$

$$D = \frac{1}{T_{d0}''} \cdot \frac{x_d'}{x_d''} = \frac{1}{T_D} \cdot \frac{x_d - x_d''}{x_d' - x_d''} \cdot \frac{x_d'}{x_d''} = \frac{1}{T_D} \cdot \frac{\frac{x_d}{x_d'} - 1}{1 - \frac{x_d}{x_d'}} =$$

$$= \frac{\omega_0 \cdot r_D}{x_{ad} \cdot k^* + x_{DD6}}$$

$$\frac{x_{ad} \cdot k^* + x_{dd6}}{x_{dd6} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{DD6}} + \frac{1}{x_{EE6}}} - 1} \quad (3.10)$$

$$\left(x_{dd6} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}} + \frac{1}{x_{DD6}}} \right) \left(x_{dd6} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}} + \frac{1}{x_{DD6}}} \right)$$

$$E = \frac{1}{T_{do}} \cdot \frac{x_d' - x_d''}{x_d''} = \frac{1}{T_D} \cdot \frac{x_d - x_d''}{x_d' - x_d''} \cdot \frac{x_d' - x_d''}{x_d''} = \frac{1}{T_D} \cdot \frac{x_d - x_d''}{x_d''} = \frac{1}{T_D} \left[\frac{x_d}{x_d''} - 1 \right] =$$

$$= \frac{\omega_o \cdot r_D}{x_{ad} \cdot k^* + x_{DD6}} \left[\frac{x_{ad} \cdot k^* + x_{dd6}}{x_{dd6} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}} + \frac{1}{x_{DD6}}}} - 1 \right] \quad (3.11)$$

$$F = \frac{1}{T_{do}} = \frac{\omega_o \cdot r_E}{x_{ad} \cdot k^* + x_{EE6}} \quad (3.12)$$

$$G = \frac{1}{T_{do}} \cdot \frac{x_d - x_d''}{x_d' - x_d''} = \frac{\omega_o \cdot r_E}{x_{ad} \cdot k^* + x_{EE6}} \cdot \frac{\frac{x_d}{x_d''} - 1}{\frac{x_d'}{x_d''} - 1} = \frac{\omega_o \cdot r_E}{x_{ad} \cdot k^* + x_{EE6}} \cdot (x_{ad} \cdot k^* + x_{dd6}) \cdot$$

$$\frac{1}{x_{dd6} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}} + \frac{1}{x_{DD6}}} - 1} = \frac{\omega_o \cdot r_E}{x_{ad} \cdot k^* + x_{EE6}} \cdot \frac{x_{ad} \cdot k^* - \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}} + \frac{1}{x_{DD6}}}}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}} - \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}} + \frac{1}{x_{DD6}}}}$$

$$\frac{x_{dd6} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}} + \frac{1}{x_{DD6}}} - 1}{x_{dd6} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}} + \frac{1}{x_{DD6}}}} = \frac{\omega_o \cdot r_E}{x_{ad} \cdot k^* + x_{EE6}} \cdot \frac{x_{ad} \cdot k^* + x_{dd6}}{x_{dd6} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}} + \frac{1}{x_{DD6}}} - 1} \quad (3.13)$$

$$H = \frac{1}{T_{do}} \cdot \frac{x_d - x_d'}{x_d' - x_d''} = \frac{1}{T_E} \cdot \frac{\frac{x_d}{x_d''} - 1}{1 - \frac{x_d''}{x_d'}} = \frac{\omega_o \cdot r_E}{x_{ad} \cdot k^* + x_{EE6}} \cdot \frac{x_{ad} \cdot k^* - \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}}}}{1 - \frac{x_{dd6} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{DD6}} + \frac{1}{x_{EE6}}}}{x_{dd6} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}}}}}$$

$$\frac{\omega_o \cdot r_E}{x_{ad} \cdot k^* + x_{EE6}} \cdot \frac{x_{ad} \cdot k^* - \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}}}}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{EE6}} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad} \cdot k^*} + \frac{1}{x_{DD6}} + \frac{1}{x_{EE6}}}}$$

(3.14)

Grafic, variația mărimilor X_d/X_d' , X_d/X_d'' , X_q/X_q' , X_q/X_q'' , $X_d/X_d'-1$, $X_d/X_d''-1$, $X_q/X_q'-1$, $X_q/X_q''-1$, T_D , T_Q , T_E , Λ , B , C , D , E , F , G , H , în funcție de k^* s-a reprezentat pentru un turbogenerator în fig. 3.2. iar pentru un hidrogenerator în fig. 3.3.

Parametrii nominali ai celor două GS s-au adoptat avându-se în vedere valorile indicate în bibliografie /14/, /31/, /65/, /86/ și ei sînt înscrși în tabelul 3.1.

Din analiza curbelor trasate în fig. 3.2. și fig. 3.3. se constată că coeficienții ecuațiilor diferențiale ce descriu comportarea tranzitorie a GS pot fi grupați în trei categorii dependent de gradul de variație cu saturația. Astfel, unii prezintă o variație mai pronunțată 1), alții mai lentă (sau mai înceată) 2), iar ceilalți sînt practic independenți de saturație 3). Este de așteptat ca variabilele a căror ecuații conțin coeficienți cu variație pronunțată să aibe valoarea mult influențată de starea de saturație, adică de k^* .

Tabelul nr.3.1.

Parametrii nominali ai generatoarelor sincrone

Mări- mea	U.M.	Turboge- nerator	Hidroge- nerator	Mări- mea	U.M.	Turboge- nerator	Hidroge- nerator
X_d	u.r.	1,65	1,4	r_E	u.r.	0,00108	0,00129
X_d'	u.r.	0,25	0,4	T_E	sec.	4,83	3,9
X_d''	u.r.	0,15	0,26	X_{DD}	u.r.	1,57	1,48
X_{ad}	u.r.	1,53	1,26	X_{DD}	u.r.	0,04	0,22
X_{dd}	u.r.	0,12	0,14	r_D	u.r.	0,0104	0,0295
r_d	u.r.	0,002	0,0015	T_D	sec.	0,48	0,16
X_c	u.r.	1,6	0,84	X_{QQ}	u.r.	1,58	0,834
X_c''	u.r.	0,17	0,28	X_{QQ}	u.r.	0,08	0,124
X_{cc}	u.r.	1,50	0,71	r_Q	u.r.	0,01	0,0103
r_c	u.r.	0,002	0,0015	T_Q	sec.	0,5	0,257
X_{ED}	u.r.	1,64	1,59	T_d''	sec.	0,032	0,02
X_{EE}	u.r.	0,14	0,33	T_l^0	sec.	6	8
				D	u.r.	0,9	0,9

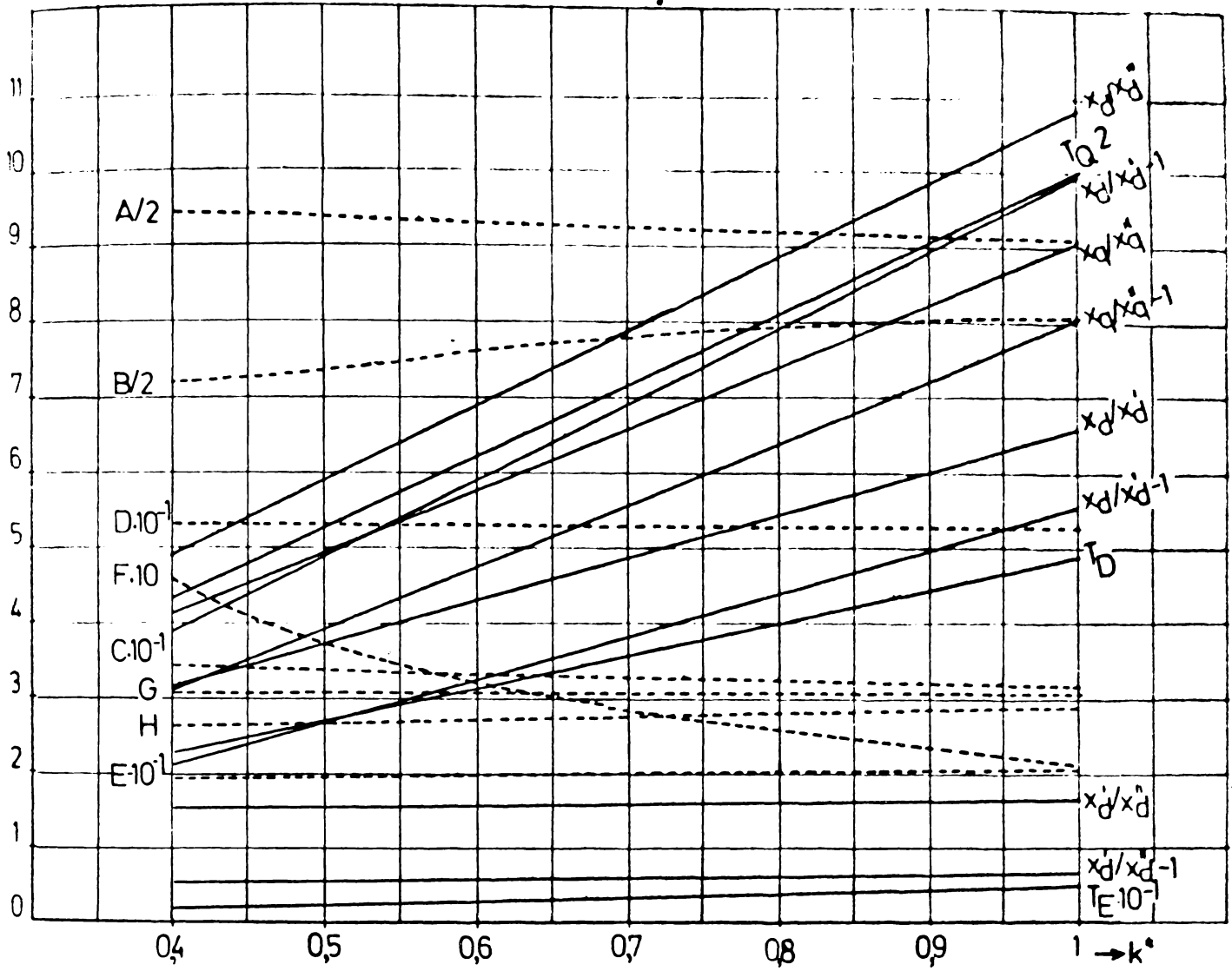


Fig32 Variația coeficienților ecuațiilor diferențiale ale turbogeneratorului în funcție de saturație.

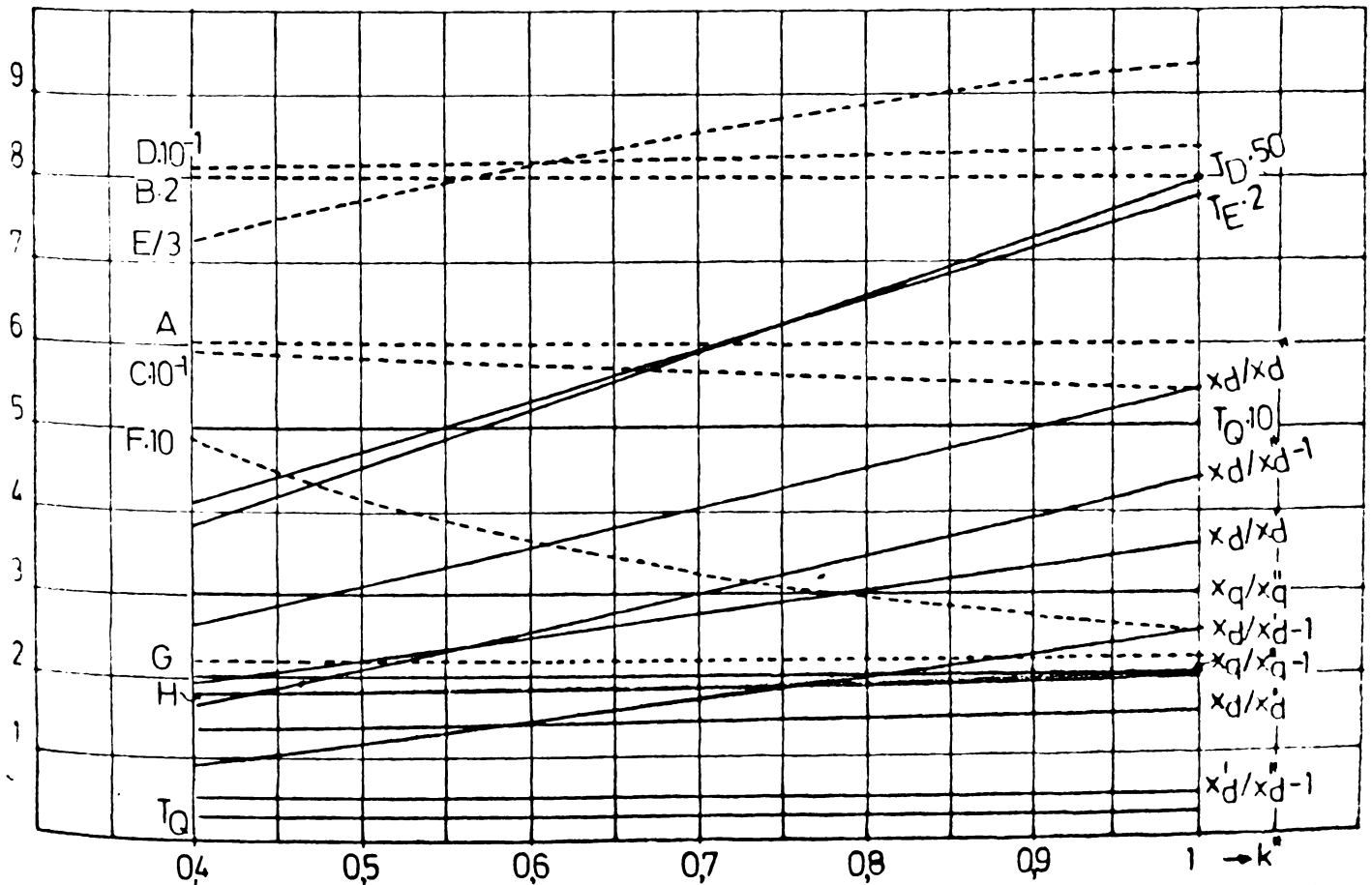


Fig33 Variația coeficienților ecuațiilor diferențiale ale hidrogenatorului în funcție de saturație

Rezultatul acestei analize s-a prezentat sintetic în tabelul 3.2., rezultând că variabila a cărei valoare va fi sensibil influențată de saturație, este e'_q , iar apoi e''_q .

Tabelul nr. 3.2.

Dependența coeficienților ecuațiilor
diferențiale de saturație

Categoria Felul GS	1)	2)	3)
turbogenerator	F	A, B, H	C, G, E, D
hidrogenerator	F, E	C, D, H	A, B, G
Observație	$e''_d(A, B)$;	$e''_q(C, D, E)$;	$e'_q(F, G, H)$

Observația concordă cu afirmațiile existente în literatură /54/, /91/, /133/, potrivit cărora e'_q , e''_q trebuie determinate luând în considerare saturația.

În ceea ce privește valoarea lui e''_d și aceasta este influențată de saturație, dar într-o măsură mai mare pentru turbogeneratoare și mai mică pentru hidrogeneratoare.

3.2.1.3. Considerarea curbei de magnetizare

Problemele generale legate de exprimarea curbei de magnetizare au fost prezentate la paragraful 2.2.4.3. De aceea, în cele ce urmează se va dezvolta modul concret în care autorul a considerat în prezenta lucrare curba de magnetizare. În acest sens s-au preferat două forme de exprimare: a/. polinomială $B = \sum a_n \cdot H^{n/n+1}$, propusă de autor și b/. forma $H = \sum b_n \cdot B^{2n+1}$ propusă în /122/.

În ceea ce privește valorile numerice ale lui B și H (trecute în tabelul 3.3.), acestea s-au stabilit pe baza caracteristicilor de mers în gol a mașinii normal saturate date în /65, p.255/.

Tabelul nr. 3.3.

Caracteristicile de mers în gol
ale mașinii sincrone normal saturate

[urn] lexo		0	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0	1,2	1,4	1,6	2,0	2,4	2,8	3,2	3,4
U _o [urn]	T	0	0,2	0,4	0,625	0,82	1,0	1,12	1,2	1,26	1,376	1,45	1,5	1,55	1,58
	H	0	0,235	0,463	0,66	0,85	0,98	1,085	1,16	1,185	1,29	1,34	1,35	1,362	1,385

$$3.2.1.3.1. B = \sum a_n \cdot H^{n/n+1} \quad (n = 0, 1, 2, \dots)$$

Pentru turbogeneratoare se adoptă expresia:
 $B_0 = a_0 + a_1 \cdot H^{1/2} + a_2 \cdot H^{2/3} + a_3 \cdot H^{3/4}$, (3.15) sau dacă se pune condiția de trecere prin origine, iar B se înlocuiește cu ϕ , respectiv H cu i, rezultă:

$$\phi = a_1 \cdot i^{1/2} + a_2 \cdot i^{2/3} + a_3 \cdot i^{3/4} \quad (3.16)$$

iar pentru hidrogenatoare:

$$\phi = a_1 \cdot i^{1/2} + a_2 \cdot i^{2/3} + a_3 \cdot i^{3/4} + a_4 \cdot i^{4/5} \quad (3.17)$$

Determinarea coeficienților expresiilor (3.16) și (3.17) se face considerând trei puncte semnificative de pe caracteristica reală (de abscisă 0,4; 1; 2), respectiv patru (de abscisă 0,5; 1; 1,5; 2) și pentru ușurință tabelul 3.4. ce conține puterile de forma $A^{n/n+1}$, unde $A = 0,1 \div 3$, iar $n = 1 \div 6$.

Tabelul nr. 3.4.

Puterile numerelor $A^{n/n+1}$ pentru
 $A = 0,1 \div 3$ și $n = 1 \div 6$

A	$A^{1/2}$	$A^{2/3}$	$A^{3/4}$	$A^{4/5}$	$A^{5/6}$	$A^{6/7}$
0,1	0,31623	0,21544	0,17783	0,15349	0,14678	0,13395
0,2	0,44721	0,34200	0,29907	0,27595	0,26153	0,25170
0,3	0,54772	0,44814	0,40536	0,38168	0,36666	0,35630
0,4	0,63246	0,54288	0,50297	0,48045	0,46600	0,45594
0,5	0,70711	0,62996	0,59460	0,57435	0,56123	0,55205
0,6	0,77460	0,71138	0,68173	0,66454	0,65332	0,64542
0,7	0,83666	0,78837	0,76529	0,75176	0,74287	0,73659
0,8	0,89443	0,86177	0,84590	0,83651	0,83031	0,82591
0,9	0,94868	0,93217	0,92402	0,91917	0,91594	0,91365
1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0	1,0
1,1	1,04881	1,06560	1,07410	1,07923	1,08266	1,08512
1,2	1,09545	1,12924	1,14653	1,15703	1,16408	1,16915
1,3	1,14017	1,19114	1,21747	1,23355	1,24438	1,25218
1,4	1,18322	1,25146	1,28705	1,30889	1,32365	1,33430
1,5	1,22474	1,31037	1,35540	1,38316	1,40198	1,41558
1,6	1,26491	1,36798	1,42262	1,45645	1,47945	1,49610
1,7	1,30384	1,42440	1,48880	1,52083	1,55611	1,57590
1,8	1,34164	1,47973	1,55401	1,60036	1,63203	1,65503
1,9	1,37840	1,53404	1,61832	1,67110	1,70724	1,73353
2,0	1,41421	1,58740	1,68179	1,74110	1,78180	1,81145
2,1	1,44914	1,63988	1,74447	1,81040	1,85574	1,88881
2,2	1,48324	1,69154	1,80641	1,87905	1,92909	1,96565
2,3	1,51658	1,74242	1,86765	1,94707	2,00189	2,04190
2,4	1,54919	1,79256	1,92823	2,01451	2,07416	2,11785
2,5	1,58114	1,84202	1,98818	2,08138	2,14594	2,19327
2,6	1,61245	1,89081	2,04753	2,14772	2,21723	2,26825
2,7	1,64317	1,93899	2,10631	2,21356	2,28807	2,34283
2,8	1,67332	1,98653	2,16455	2,27891	2,35848	2,41701
2,9	1,70294	2,03360	2,22228	2,34379	2,42846	2,49001
3,0	1,73205	2,08008	2,27951	2,40823	2,49805	2,56425

Au rezultat astfel următoarele expresii:

$$\Phi = 13,7 \left[-i^{1/2} + 3i^{2/3} - 1,934i^{3/4} \right] \text{ pentru turbogeneratoare} \quad (3.18)$$

și:

$$\Phi = 11,636 \left[-i^{1/2} + 3,071i^{2/3} - 1,935i^{3/4} - 0,0684i^{4/5} \right] \quad (3.19)$$

pentru hidrogeneratoare

Pentru comparația cu caracteristicile reale, valorile rezultate din aplicarea relațiilor (3.18), (3.19) s-au reprezentat în fig. 3.4., respectiv 3.5. Se constată că relațiile propuse pentru exprimarea curbelor de magnetizare aproximează suficient de bine și uniform curba reală, iar considerarea a patru termeni (cazul hidrogeneratorului) asigură multă fidelitate. S-a considerat în cazul turbogeneratorului numai trei termeni, întrucât eroarea rezultată ($\leq 3\%$) este suficient de mică pe de o parte, pe de altă parte s-a evidențiat utilitatea celui de al patrulea termen, eroarea ne-depășind în acest caz 2%. Prin urmare, considerarea relației

$\sum a_n \cdot i^{n+1/n}$ asigură erori comparabile cu formula lui Zaleski /85/, fiind însă mai elastică decât aceasta.

În condițiile în care se preferă o singură curbă de magnetizare, pentru toate GS sistemului considerat, se recomandă adoptarea unei caracteristici generale /31, p. 360/, exprimată numeric în tabelul 3.5.

Tabelul nr. 3.5.

Caracteristica de magnetizare medie pentru mașina normal saturată

$i_{\text{exo}}^{\text{urn}}$	0,25	0,50	0,75	1	1,25	1,50	1,75	2,0	2,25	2,50	2,75	3,0
U_0^{urn}	0,30	0,56	0,82	0,98	1,11	1,19	1,25	1,3	1,345	1,39	1,41	1,42

Adoptînd expresia de aproximare propusă $\Phi = \sum a_n \cdot i^{n+1/n}$, pentru $n=1$, $n=2$, $n=3$ și $n=4$, se obțin următoarele expresii pentru fluxuri:

$$\Phi_1 = a_1 \cdot i^{1/2}$$

$$\Phi_2 = a_1 \cdot i^{1/2} + a_2 \cdot i^{2/3}$$

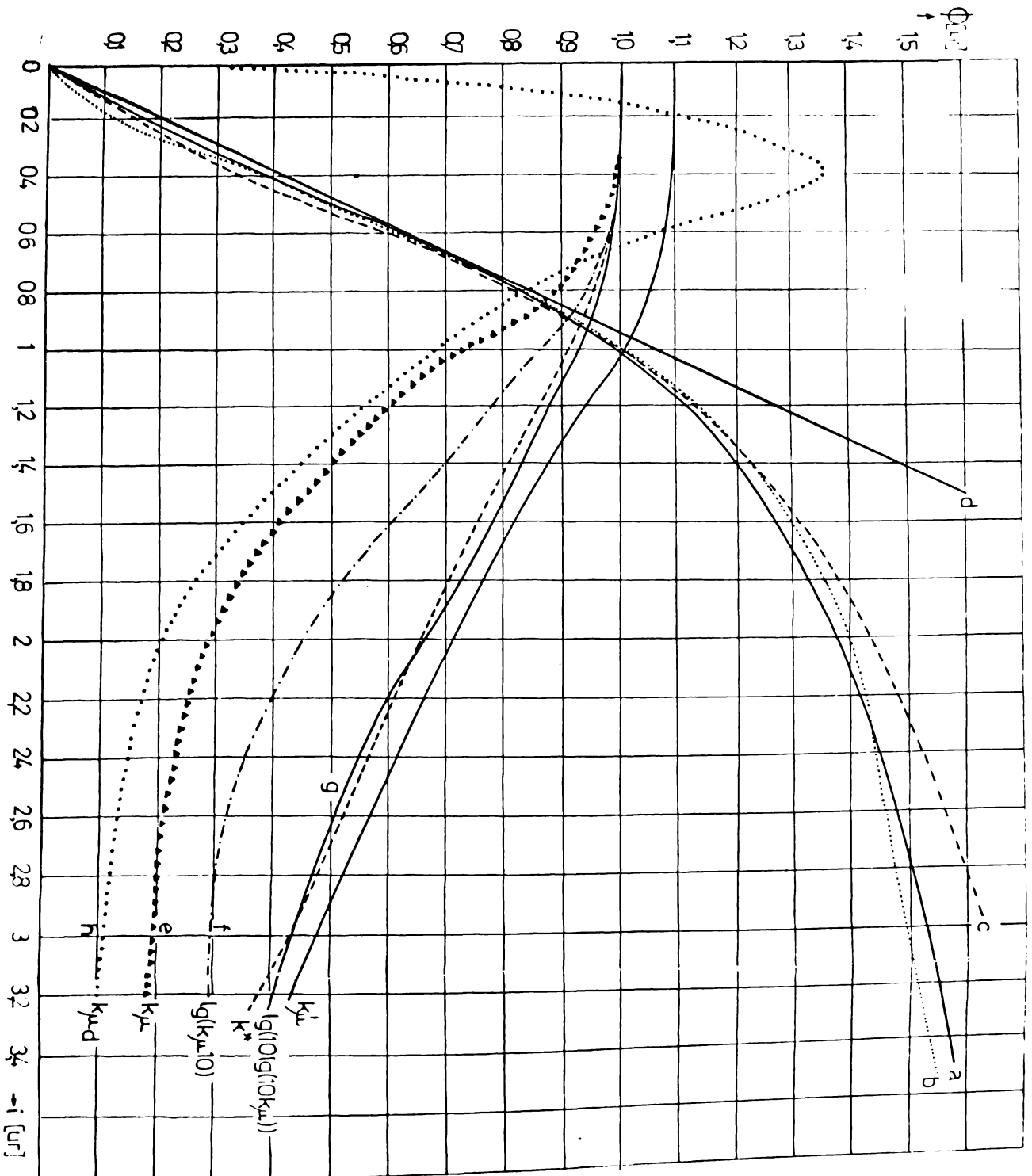


Fig.3.6. Curba de magnetizare a turbogeneratorului : a) reală, b) aproximația $\Phi = \sum a_n i^n / n+1$, c) aproximația $i = \sum b_n \Phi^{2n+1}$, d) caracteristica interfeului

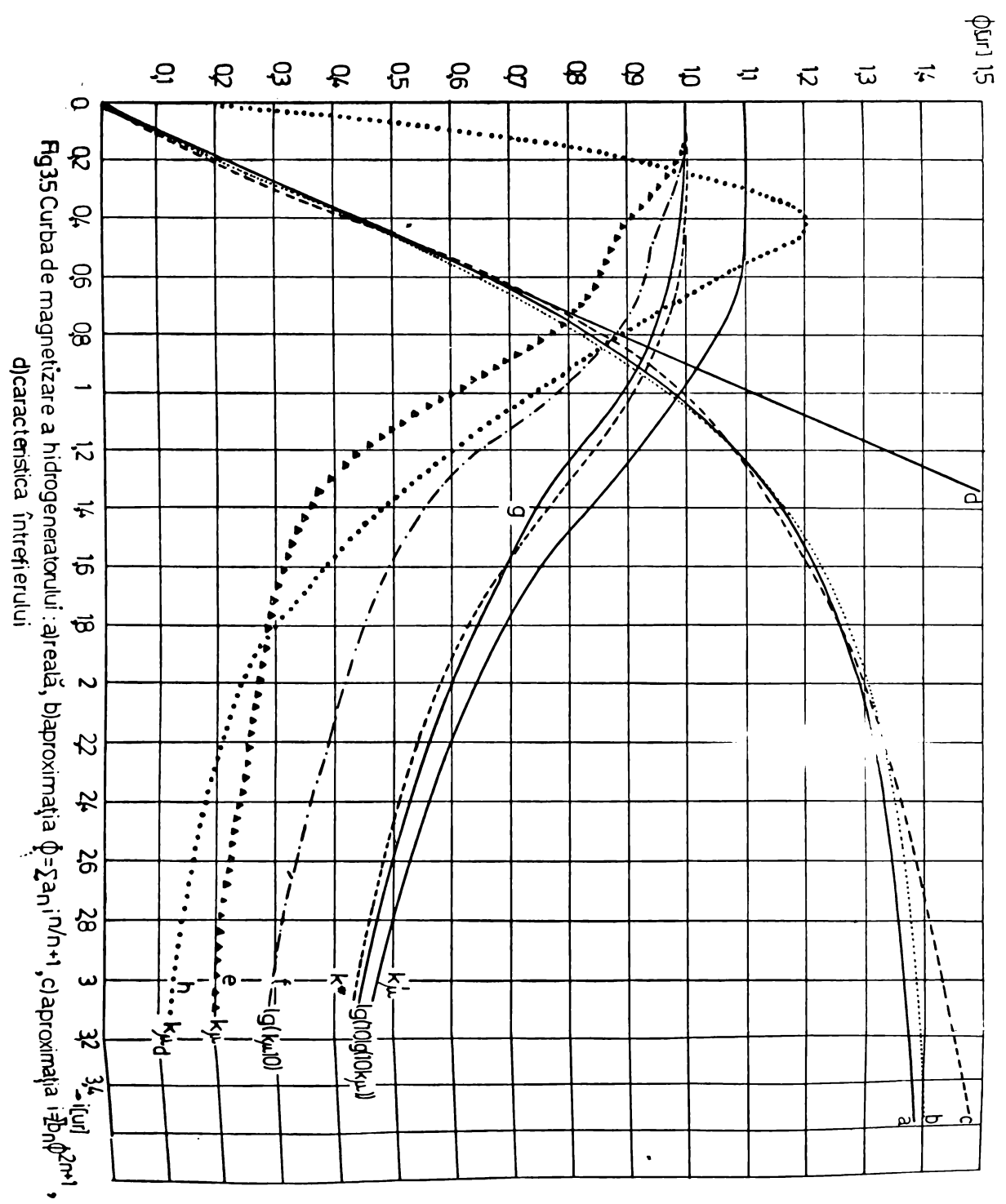


Fig.35 Curba de magnetizare a hidrogenatorului: a) reală, b) aproximația $\phi = \sum a_n I^n / n+1$, c) aproximația $I = \sum b_n \phi^{2n+1}$, d) caracteristica întrefierului

$$\begin{aligned}\phi_3 &= a_1 \cdot i^{1/2} + a_2 \cdot i^{2/3} + a_3 \cdot i^{3/4} & (3.20) \\ \phi_4 &= a_1 \cdot i^{1/2} + a_2 \cdot i^{2/3} + a_3 \cdot i^{3/4} + a_4 \cdot i^{4/5}\end{aligned}$$

Valorile coeficienților a_1 se determină considerându-se puncte semnificative pe caracteristica de magnetizare reală. Procedul și rezultatele s-au figurat sintetic în tabelul 3.6.

Tabelul nr. 3.6.

Determinarea valorilor coeficienților a_1

coefi- cient	a_1	a_2	a_3	a_4	Modul de determinare a lui a_1
1	0,894				$\Sigma \phi_i = a_1 \cdot \Sigma i$
2	1,4687	-0,4987			prin puncte de abs- cisă 1 și 2
3	-12,0294	37,393	-24,397		prin puncte de abs- cisă 0,75; 1,5; 2
4	-11,636	35,932	-22,52	-0,7955	prin puncte de abs- cisă 0,5; 1; 1,5; 2

Cunoscându-se expresiile fluxurilor ϕ s-au calculat pentru $i = 0,25 \div 3$ valorile lui $\phi_1, \phi_2, \phi_3, \phi_4$, (tabelul 3.7) și erorile acestora față de valorile reale (tabelul 3.8).

Sucesiunea formulilor de aproximare ($\phi_1, \phi_2, \phi_3, \phi_4$), dependent de mărimea erorii medii sînt trecute în tabelul 3.9.

Tabelul nr. 3.7

Valorile lui Φ_{1-4}

u.r.n.

i	Φ_1	Φ_2	Φ_3	Φ_4
0,25	0,447	0,53	0,207	0,269
0,5	0,632	0,724	0,545	0,564
0,75	0,774	0,86	0,77	0,737
1,0	0,894	0,98	0,967	0,930
1,25	0,999	1,065	1,0867	1,1076
1,5	1,094	1,145	1,136	1,20
1,75	1,182	1,219	1,2275	1,251
2,0	1,264	1,285	1,327	1,3088
2,25	1,341	1,346	1,388	1,34
2,5	1,4135	1,4035	1,355	1,360
2,75	1,4825	1,458	1,370	1,374
3,0	1,548	1,50	1,413	1,382

Tabelul nr. 3.8

Erorile fluxurilor calculate față de
valorile reale

i [u.r.]	$ \epsilon_1 %$	$ \epsilon_2 %$	$ \epsilon_3 %$	$ \epsilon_4 %$
0,25	49	76,66	31	10,33
0,5	12,857	29,28	5	1,333
0,75	5,585	4,926	6,438	4,0
1,0	8,77	0,1	1,35	0,1
1,25	10	4,05	2,099	0,216
1,5	8,06	3,45	0,337	0,84
1,75	5,4	2,40	1,890	0,09
2,0	2,769	1,15	2,070	0,676
2,25	0,297	0,116	2,20	0,37
2,5	1,69	0,97	2,58	2,158
2,75	5,14	3,41	2,83	2,85
3,0	9,0	5,63	0,70	4,2
$\epsilon_{med.}$	9,88	11,0	4,874	2,255
$\epsilon_{med.}$ $0,5 \leq i \leq 2,5$	6,16	6,15	2,66	1,07
$\epsilon_{med.}$ $1,75 \leq i \leq 3,0$	8,106	3,101	2,103	1,25

Tabelul nr. 3.9

Sucesiunea formulilor de aproximare
a fluxurilor

Domeniul	Φ_1	Φ_2	Φ_3	Φ_4
$i \leq 0,5$	3	4	2	1
$0 \leq i \leq 3$	4	3	2	1
$0,5 \leq i \leq 2,5$	4	3	2	1
$0,75 \leq i \leq 1,5$	4	2	3	1

Din analiza acestui tabel rezultă că dependent de scopul urmărit, mai precis dependent de domeniul de variația al curentului total din axa "d", se poate folosi o formulă de aproximare sau alta. De exemplu, în cazul unor mici oscilații în jurul punctului de funcționare, Φ_2 asigură o suficientă precizie, nefiind necesar a apela la Φ_4 . În plus, dacă determinarea coeficienților se face utilizându-se porțiunea de interes, precizia se va îmbunătăți și mai mult.

$$3.2.1.2.2. H = \sum b_n \cdot B^{2n+1} \quad (n=0,1,2, \dots)$$

În condițiile acestei formule de aproximare, se va considera relația:

$$i = a_0 \cdot \Phi + a_1 \cdot \Phi^3 + a_2 \cdot \Phi^5 \quad (3.21)$$

pentru ambele mașini; determinarea coeficienților efectuându-se prin luarea unor puncte semnificative de pe caracteristica reală. Astfel, pentru $\Phi = 0,4; 1; 2$; au rezultat expresiile:

$$i = 1,0291 \cdot \Phi - 0,2106 \cdot \Phi^3 + 0,1815 \cdot \Phi^5 \quad (3.22)$$

pentru turbogenerator și

$$i = 0,915 \cdot \Phi - 0,225 \cdot \Phi^3 + 0,35 \cdot \Phi^5 \quad (3.22)'$$

pentru hidrogenerator.

Cele două expresii s-au reprezentat grafic în fig. 3.4., respectiv fig. 3.5. (curbele c).

..//..

Urmărindu-se alura curbelor trasate se poate constata că în jurul cotului curbei, cele două formule de aproximare nu diferă, în schimb în ansamblu, metoda propusă de autor cu exponenți de formă $n/n+1$ este mai precisă.

Totuși, avându-se în vedere că și metoda cu exponenți de formă $2n + 1$ este suficient de precisă pentru $0 \leq i \leq 2,5$ (eroarea maximă fiind de 6 % pentru $i > 2,3$), precum și faptul că ea exprimă pe $i = \varphi(\phi)$, autorul a utilizat în prezenta lucrare ambele forme de exprimare și această dependent de modul de calcul a coeficientului de saturație k^* .

3.2.1.3. Calculul coeficientului de saturație

Avându-se în vedere definiția coeficientului de saturație (relația (2.28)), s-au folosit două procedee de calcul a acestuia. Primul are la bază definiția lui k^* ca fiind raport de t.m.m. la $U_{\delta} = ct$, al doilea definiția lui k^* ca fiind raport de fluxuri (tensiuni) la $i=ct$.

$$3.2.1.3.1. k^* = (t.m.m. \text{ sat.} / t.m.m. \text{ nes.}) U_{\delta} = ct$$

Dacă se consideră prima relație din (2.11), respectiv din (2.12) și presupunând nule căderea de tensiune pe rezistența r_d și tensiunea de transformare $d\psi_q/dt$ se obține relația aproximativă a tensiunii U_{δ} :

$$U_{\delta} = u_q + i_d \cdot X_{ad6} \quad (3.23)$$

iar a curentului total din axa "d" în absența saturației:

$$i_{\text{nes}} = i_d + i_D + i_E = U_{\delta} / X_{ad} \quad (3.24)$$

respectiv în prezența saturației:

$$i_{\text{sat}} = i_d + i_D + i_E = U_{\delta} / X_{ad} \cdot k^* \quad (3.25)$$

Pentru același U_{δ} se obține:

$$\frac{i_{\text{nes}}}{i_{\text{sat}}} = \frac{U_{\delta} / X_{ad}}{U_{\delta} / X_{ad} \cdot k^*} = k^* \quad (3.26)$$

În ceea ce privește aproximările pe baza cărora s-a scris relația (3.23), acestea au fost comentate la para-

..//..

graful 2.1.3.6.

Practic, la începutul fiecărui pas de integrare a ecuațiilor diferențiale cunoscându-se u_d , i_d la finele pasului anterior, se calculează $U\delta$. Din expresia caracteristicii întrefierului se deduce i_{nes} , iar cu ajutorul relațiilor (3.22), respectiv (3.22)' i_{sat} .

Astfel:

$$k_{T}^{*} = \frac{1,0291 \cdot U\delta_1 - 0,2106 \cdot U\delta_1^3 + 0,1815 \cdot U\delta_1^5}{1,11 \cdot U\delta_1} \quad (3.27)$$

respectiv:

$$k_{II}^{*} = \frac{0,915 \cdot U\delta_2 - 0,225 \cdot U\delta_2^3 + 0,35 \cdot U\delta_2^5}{1,11 \cdot U\delta_2} \quad (3.28)$$

Expresiile caracteristicilor întrefierului s-au luat din / 14, p.154/.

Tensiunea $U\delta$ calculată cu relația (3.23) trece raportată la valcarea ei corespunzătoare regimului normal (0,991, respectiv 1,235) și apoi introdusă în relațiile (3.27) și (3.28).

Dacă se are în vedere că $X_{ad6} \approx X_d''$ se poate înlocui $U\delta$ cu e_d'' în relațiile de mai sus, nefiind astfel necesar calculul lui $U\delta$.

$$3.2.1.3.2. \quad k^{*} = (U\delta_{sat}/U\delta_{nes})_i = ct$$

La finele fiecărui pas de integrare, cunoscându-se u_d , i_d și k^{*} se calculează tensiunea $u\delta$ și curentul total din axa "d".

$$i = \frac{u\delta}{X_{ad} \cdot k^{*}} \quad (3.29).$$

curent ce se va admite constant pe durata pasului următor (aproximativ este în concordanță cu procedura metodei numerice de integrare pas cu pas). Cunoscându-se "i" cu ajutorul relațiilor (3.18), (3.19) se calculează coeficientul de saturație pentru pasul următor. Astfel, rezultă:

..//..

$$k_T^* = \frac{1,506(-i^{1/2} + 3 \cdot i^{2/3} - 1,93 \cdot i^{3/4})}{i} \quad (3.30)$$

respectiv:

$$k_H^* = \frac{1,281(-i^{1/2} + 3 \cdot i^{2/3} - 1,935 \cdot i^{3/4} - 0,0684 \cdot i^{4/5})}{i} \quad (3.31)$$

Variația celor doi coeficienți de saturație în funcție de "i" s-a reprezentat grafic în fig. 3.4., respectiv 3.5.

Curentul total din axa "d", ce se introduce în relațiile (3.30), respectiv (3.31) nu se obține direct din relația (3.29), ci acesta din urmă trebuie reportat la valoarea curentului de excitație pentru care la mersul în gol se obține la borne tensiunea nominală (1 în u.r.n). Aceasta, datorită modului în care se consideră caracteristica mașinii normal saturate /14/, /31, p.360/.

Deci, valoarea de raportare (în modul) a curenților este dată de relația:

$$i_E = \frac{u_q}{X_{ad}} \quad (3.32)$$

Pentru turbogeneratoare $0,841/3,72 = 0,227$ iar pentru hidrogeneratoare, $0,249/9,65 = 0,1025$ (urb.).

3.2.2. Curenții turbionari

Așa cum s-a arătat în paragraful 2.2.422. considerarea curenților turbionari se bazează pe calculul pierderilor determinate în rotor de aceștia. Deducerea expresiei pierderilor se efectuează ținând seama de efectul pelicular în tole.

3.2.2.1. Efectul pelicular în tolele rotorului

Efectul pelicular constă în modificarea repartiției curenților turbionari pe secțiunea tolei, față de repartiția corespunzătoare valorii lor constante.

Apariția lui se datorește atenuării undelor electromagnetice, ce pătrund în miezul rotorului, ca urmare a

..//..

producerii în miez a unui câmp magnetic indus de însăși curenții turbionari variabili în timp. El este cu atât mai mare, cu cât viteza de variație a curenților turbionari este mai mare.

Adâncimea de pătrundere a undelor electromagnetice în conductor - δ^* (respectiv în tolele miezului rotor) este distanța măsurată radial de la suprafața conductorului la care amplitudinea câmpului este de „e” ori mai mică decât la suprafața conductorului. Relația de calcul este /119, p.307/:

$$\delta^* = \frac{1}{\sqrt{\pi \cdot f \cdot \mu \cdot \lambda}} \quad (3.33)$$

unde:

f - este frecvența curenților turbionari, adică
 $f = \omega \cdot f_0$;

λ - conductivitatea electrică a materialului feromagnetic al tolei,

μ - permeabilitatea magnetică, mărime caracteristică a miezului feromagnetic într-un câmp magnetic. În realitate, pentru a caracteriza un material magnetic în vecinătatea unei anumite stări definite printr-o pereche de valori (B_0, H_0) se folosesc următoarele mărimi /39, p.37/:

- permeabilitate magnetică statică
 $\mu = (B_0/H_0)$;

- permeabilitatea magnetică diferențială $\mu_d = (dB/dH)$ sens direct;

- permeabilitatea magnetică reversibilă $\mu_{rev} = (dB/dH)$ revenire,

care este proporțională cu panta dreptei de revenire (dreapta de revenire se obține prin unirea vîrfurilor ciclului asimetric de histerezis ce se formează cînd are loc o variație mică a lui H în sensul contrar de parcurgere a ciclului, urmată apoi de o revenire la valoarea inițială).

Modul de definire a celor trei permeabilități magnetice se prezintă în fig. 3.6.

..//..

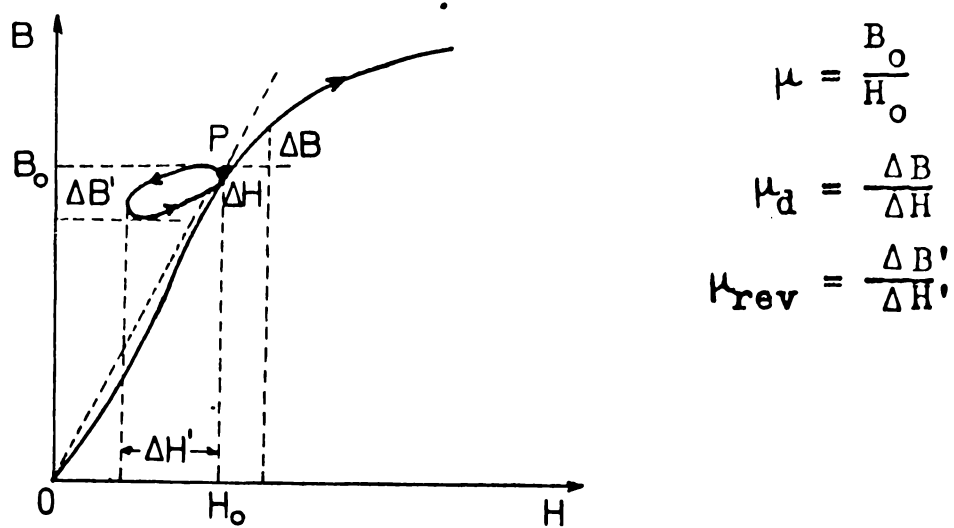


Fig. 3.6. Definierea permeabilităților magnetice

În regim tranzitoriu de funcționare al GS, punctul de funcționare se deplasează pe caracteristică și într-un sens și în altul în jurul punctului inițial (stabil) de funcționare. Fără îndoială că cel mai corect ar fi să se introducă în relația (3.33) μ_d , respectiv μ_{rev} . Dacă determinarea lui μ_d nu constituie o problemă, în schimb aceea a lui μ_{rev} este foarte dificilă, motiv pentru care în prezenta lucrare se va recurge numai la μ_d .

Astfel, pentru turbogeneratoare:

$$\begin{aligned} \mu_{dT} &= \frac{dB}{dH} = 13,7 \cdot \mu_0 \cdot \left[-0,5 \cdot i^{-1/2} + 2 \cdot i^{-1/3} - 1,45 \cdot i^{-1/4} \right] = \\ &= k \mu_{dT} \cdot \mu_0 \end{aligned} \quad (3.34)$$

respectiv pentru hidrogeneratoare:

$$\begin{aligned} \mu_{dH} &= \frac{dB}{dH} = 11,636 \mu_0 \cdot \left[-0,5 \cdot i^{-1/2} + 2,04 \cdot i^{-1/3} - 1,45 \cdot i^{-1/4} - \right. \\ &\quad \left. - 0,0547 \cdot i^{-1/5} \right] = k \mu_{dH} \cdot \mu_0 \end{aligned} \quad (3.35)$$

În relațiile (3.34), (3.35) μ_0 reprezintă permeabilitatea magnetică statică, a punctului inițial de funcționare, iar $k \mu_{dT}$ respectiv $k \mu_{dH}$ coeficienți dependenți de valoarea lui $i(H)$. Grafic, variația lui $k \mu_{dT}$ și $k \mu_{dH}$ s-a reprezentat în fig. 3.4. și fig. 3.5. - curbele h). Se constată că, cu excepția primei porțiuni, $i \leq 0,1$ variațiile corespund cu cele indicate în literatură /65, p.177, fig.5.6/, ..//..

/119, p.158, fig.17.9/.

Pentru modificări foarte pronunțate ale regimului de funcționare, unii autori recomandă calculul lui μ_d cu relația:

$$\mu_d = \frac{\Delta B}{\Delta H} = \frac{B-B_0}{H-H_0} = \mu_0 \cdot k_\mu \quad (3.36)$$

Intr-un calcul numeric pas cu pas folosind CN, utilizarea relației (3.36) ridică probleme atunci cînd punctul de funcționare se apropie foarte mult de punctul inițial de funcționare, încît se ajunge la un caz limită 0/0. Din acest motiv se preferă exprimarea analitică a lui k_μ ca funcție de i (u.r.). Valorile lui k_μ s-au reprezentat grafic în fig. 3.4. și fig. 3.5. - curbele e).

Calculîndu-se succesiv $\lg [10 \cdot k_\mu]$ - curba f) și $\lg [10 \cdot \lg(10 \cdot k_\mu)]$ - curba g) se constată că aceasta din urmă se apropie foarte mult de curba de variație a lui k^* . Aproximarea este mai bună pentru turbogenerator, eroarea maximă nedepășind 4 % pentru $i \leq 3$ u.r.

Deci:

$$k^* \cong \lg [10 \lg(10 \cdot k_\mu)] \quad (3.37)$$

sau:

$$k_\mu \cong 10^{10 k^* - 1} - 1 \quad (3.38)$$

Relația (3.38) este utilă întrucît oferă calculul lui k_μ pe baza cunoașterii lui k^* , iar mînuirea ei se face relativ comod, întrucît necesită calcul de logaritmi în bază 10.

Dacă regimul de funcționare corespunde unei succesiuni de stări stationare, este utilă cunoașterea permeabilității magnetice statice:

$$\mu = \frac{B}{H} = \frac{B_{sat}}{\frac{B_{nes}}{1,11}} = 1,11 \cdot k^* \cdot \mu_0 = \mu_0 \cdot k'_\mu \quad (3.39)$$

Variația lui k'_μ în funcție de „ i ” s-a reprezentat grafic în fig. 3.4. și fig. 3.5. și după cum se poate constata, valorile lui sînt mai mari decît acelea ale lui k_μ .

$$\text{Cu } \mu = \mu_0 \cdot k' \quad (3.40)$$

expresia adâncimii de pătrundere devine:

$$\delta^* = 1/(\pi \cdot f \cdot k'_\mu \cdot \mu_0 \cdot \lambda)^{1/2} \quad (3.41)$$

Admițîndu-se pentru turbogenerator $B_\delta = 0,875 \text{ T} / 65$, p.23, tab.1-1/, iar pentru hidrogenerator $B_\delta = 0,80 \text{ T} / 65$, p.31, tab.1-2/ și avîndu-se în vedere /31, p.31, tab.1-1 și fig.1.23/, /31, p.175, fig. 5.5/ s-au adoptat permeabilitățile magnetice relative (statice) $\mu_r = 2800$ pentru turbogenerator și $\mu_r = 3000$ pentru hidrogenerator, $\lambda = 2,5 \cdot 10^6 \text{ s} \cdot \text{m}^{-1} / 119 /$.

Astfel:

$$\begin{aligned} \delta_T^* &= 1/(50 \cdot \pi \cdot \omega \cdot k'_\mu \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 2800 \cdot 2,5 \cdot 10^6)^{1/2} \\ &= 0,846 / \sqrt{k'_\mu \cdot \omega} \quad [\text{mm}] \end{aligned} \quad (3.42)$$

respectiv:

$$\begin{aligned} \delta_H^* &= 1/(50 \cdot \pi \cdot \omega \cdot k'_\mu \cdot 4\pi \cdot 10^{-7} \cdot 3000 \cdot 2,5 \cdot 10^6)^{1/2} \\ &= 0,804 / \sqrt{k'_\mu \cdot \omega} \quad [\text{mm}] \end{aligned}$$

Intr-un regim asincron de exemplu, cu $\omega = 0,02$ și $k'_\mu = 0,74$, adâncimea de pătrundere pentru turbogenerator este $\delta^* = 6,58 \text{ mm}$, iar pentru $\omega = 0,002$ (ceea ce ar corespunde „practic” unui regim sincron) $\delta^* = 2,07 \text{ cm}$. Valorile determinate sînt în concordanță cu cele afirmate în literatură /106/.

3.2.2.2. Calculul cuplului determinat de curenții turbionari

Pierderile de putere determinate de curenții turbionari rotorici pe unitatea de suprafață se calculează cu formula /78/:

$$p = \frac{8}{3\pi} \cdot \rho \cdot \frac{H_{\max}^2}{\delta^*} \quad [\text{w/m}^2] \quad (3.43)$$

sau:

$$p = \frac{8}{3\pi} \cdot \frac{1}{\lambda} \cdot \frac{B_{\max}^2}{\mu^2 \cdot \delta^*} = \frac{8}{3\pi} \cdot \frac{B_{\max}^2}{\mu^2 \cdot \delta^*} \cdot \frac{1}{C_1} \cdot \sqrt{k'_\mu \cdot \omega} \cdot 10^3 \quad (3.44)$$

..//..

unde μ este permeabilitatea magnetică statică, iar C_1 o constantă ce poate lua valorile 0,846 sau 0,804 (vezi relațiile (3.42)).

Dar $\mu = \mu_0 \cdot k_\mu$, iar $B_{\max} = \sqrt{2}B$, astfel că relația (3.44) devine:

$$P_T = \frac{B^2 \sqrt{k'_\mu \mu_T} \cdot \omega \cdot 10^3}{0,208 \cdot k_\mu^2} \quad (3.45)$$

$$P_H = \frac{B^2 \sqrt{k'_\mu \mu_H} \cdot \omega \cdot 10^3}{0,227 \cdot k_\mu^2} \quad (3.46)$$

Trebuie remarcat că relațiile (3.45), (3.46) conduc la rezultate similare cu relații de altă formă, stabilite în /19/.

Cuplurile corespunzătoare au expresiile:

$$M_{t_T} = \frac{B^2 \sqrt{k_\mu \mu_T} \cdot 10^3}{0,208 \cdot k'_\mu \cdot \mu^2 \cdot \sqrt{\omega}} \quad \text{și} \quad M_{t_H} = \frac{B^2 \sqrt{k_\mu \mu_H} \cdot 10^3}{0,227 \cdot k'_\mu \cdot \mu^2 \cdot \sqrt{\omega}} \quad [Nm^{-1}] \quad (3.47)$$

Relațiile (3.47) primesc o formă mai simplă, dacă în locul lui k_μ și k'_μ se folosește un singur k_μ , corespunzător unor valori ^{medii} geometrice între k_μ și k'_μ .

Astfel:

$$M_{t_T} = \frac{B^2 \cdot 10^3}{0,208 \cdot k_\mu^{3/2} \cdot \omega^{1/2}} \quad \text{și}$$

$$M_{t_H} = \frac{B^2 \cdot 10^3}{0,227 \cdot k_\mu^{3/2} \cdot \omega^{1/2}} \quad (3.48)$$

Din analiza acestor relații se constată dependența cuplului de alunecare și de gradul de saturație al mașinii. Pentru $B = 1 \text{ Te}$, $k_\mu = 0,4 \div 1$ și $\omega = 0,01 \div 0,2$, în fig. 3.7. s-a reprezentat grafic variația lui $B^2 / (k_\mu^{3/2} \cdot \omega^{1/2})$.

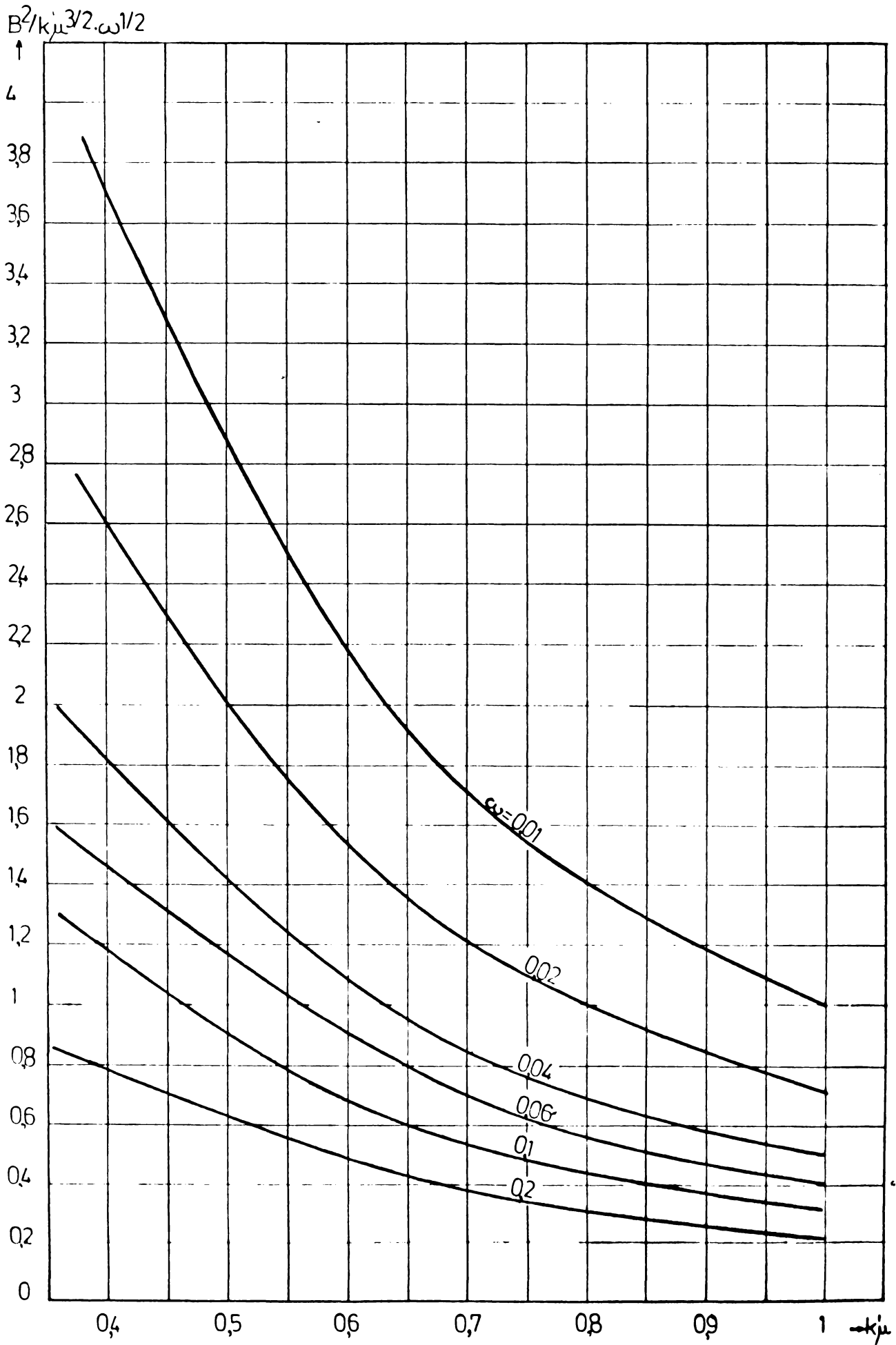


Fig 3.7 Variația lui $B^2/k\mu^{3/2}\omega^{1/2}$ în funcție de $k\mu$ și ω .



3.3. Calculul regimurilor de stabilitate tranzitorie

3.3.1. Sistemul electric considerat

Se consideră un sistem izolat alcătuit din două centrale electrice A și B (fig. 3.8). În centrala A se află două turbogeneratoare de mare putere, iar în centrala B patru hidrogeneratoare de putere medie. Cele două centrale debitează pe un consumator activ de mare putere situat în vecinătatea centralei A. Puterea centralei A este de aproximativ trei ori mai mare decât a celei din B. Rețeaua de interconexiune a centralelor cu consumatorul este de 220 kV și ea s-a ales astfel încât distanța electrică de la centrala B la consumator să fie de cca. trei ori mai mare decât aceea de la A la consumator. Astfel, "momentele electrice (P.d)" ale celor două surse sînt aproximativ egale. Valorile mărimilor de bază s-au ales: $U_b = 200$ kV, $S_b = 1000$ MVA, $\omega_b = 314$ rad/sec, $\theta_b = 1$ rad.

Cu aceste valori s-au exprimat în unități relative (raportate la mărimile de bază) parametrii generatoarelor sincrone (centrale echivalente), obținîndu-se datele înscrise în fig. 3.8.

3.3.2. Perturbația produsă în sistem

Drept perturbație s-a considerat un șoc de putere activă la consumatorul pe care debitează cele două centrale. Șocul urmează să determine o scădere pronunțată a puterilor electrice debitate de cele două GS.

Pentru a stabili valoarea rezistenței echivalente corespunzătoare consumatorului în momentul producerii șocului, s-au considerat expresiile puterilor electrice debitate de fiecare GS (centrală) sub forma:

$$P_1 = \frac{e_1^2}{Z_{11}} \sin \alpha_{11} + \frac{e_1 e_2}{Z_{12}} \sin (\delta_1 - \delta_2 - \alpha_{12}) \quad (3.49)$$

$$P_2 = \frac{e_2 e_1}{Z_{21}} \sin (\delta_2 - \delta_1 - \alpha_{21}) + \frac{e_2^2}{Z_{22}} \sin \alpha_{22}$$

..//..

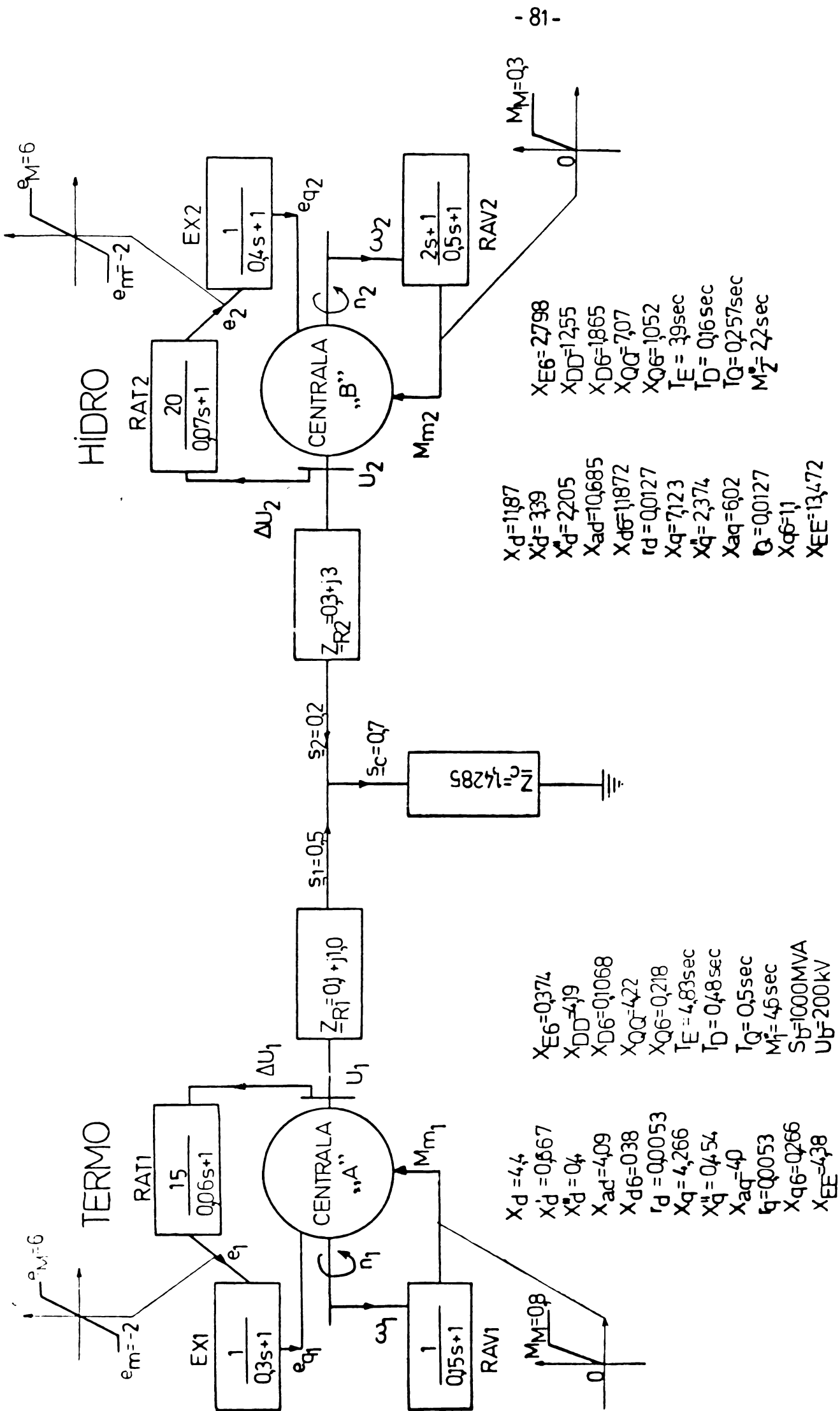


Fig 38 SISTEM ELECTRIC

unde:

e_i - este modul t.e.m. din spatele lui X_{q_i}'' a generatoarelor din centrala i;

Z_{ii} - modulul impedanței de intrare a sistemului dinspre centrala i,

și:

$$\underline{Z}_{ii} = \frac{e_i}{I_i} \Big|_{e_j = 0, i \neq j} = Z_{ii} \cdot e^{j \varphi_{ii}} \quad (3.50),$$

Z_{ij} - modulul impedanței de transfer de la centrala i la centrala j,

iar:

$$\underline{Z}_{ij} = \frac{e_i}{I_j} \Big|_{e_j = 0, i \neq j} = Z_{ij} \cdot e^{j \varphi_{ij}} \quad (3.51)$$

α_{ii} - unghiul complementar al impedanței de intrare \underline{Z}_{ii} ;

α_{ij} - unghiul complementar al impedanței de transfer \underline{Z}_{ij} ,

δ_1, δ_2 - faza t.e.m. e_1 , respectiv e_2 .

Cu relațiile (3.50), (3.51), (3.49) pentru valori ale lui R_c cuprinse între 0,5 ÷ 1,5 u.r. s-au calculat Z_{11} , R_{11} , X_{11} , φ_{11} , α_{11} , $\sin \alpha_{11}$ (reprezentate grafic în fig. 3.9), Z_{22} , R_{22} , φ_{22} , α_{22} , $\sin \alpha_{22}$ (reprezentate grafic în fig. 3.10), Z_{12} , R_{12} , X_{12} , α_{12} (reprezentate grafic în fig. 3.11) și P_1 , P_2 (fig. 3.12).

Din analiza acestor figuri se constată că odată cu scăderea valorii rezistenței echivalente a consumatorului are loc:

- mișcarea impedanțelor de intrare; se micșorează atât rezistențele cât și reactanțele de intrare. Scăderea este mai pronunțată pentru centrala mai puternică și mai apropiată, și mai redusă, pentru centrala mai slabă și mai depărtată;

- la aceeași scădere a valorii R_c , rezistența de intrare scade mai pronunțat decât reactanța de intrare. Astfel la modificarea lui R_c de la 1,5 la 1 (adică cu 50 %), R_{11}

..//..

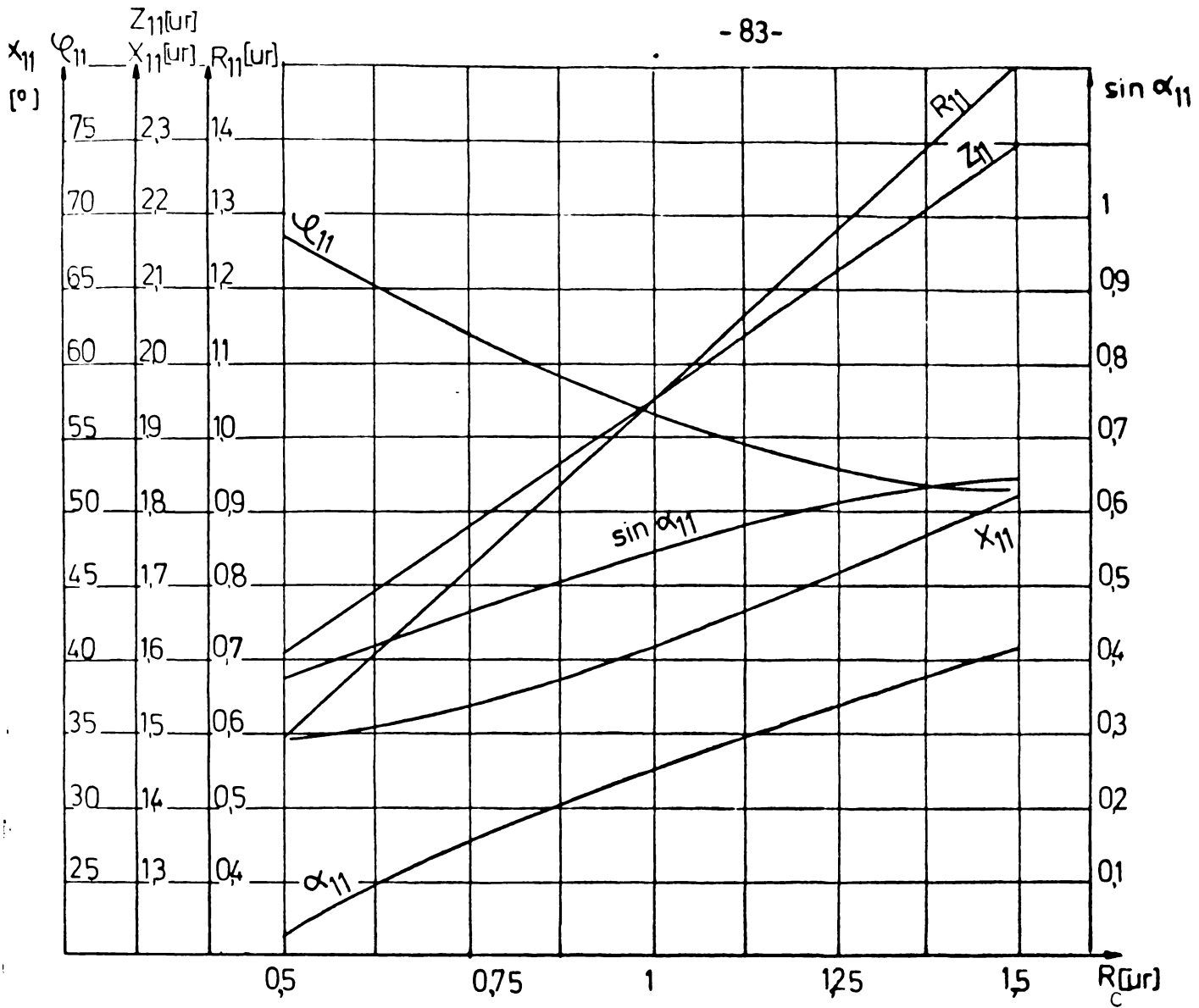


Fig 39 Variația mărimilor $Z_{11}, X_{11}, R_{11}, \varphi_{11}, \alpha_{11}, \sin \alpha_{11}$ în funcție de R_c .

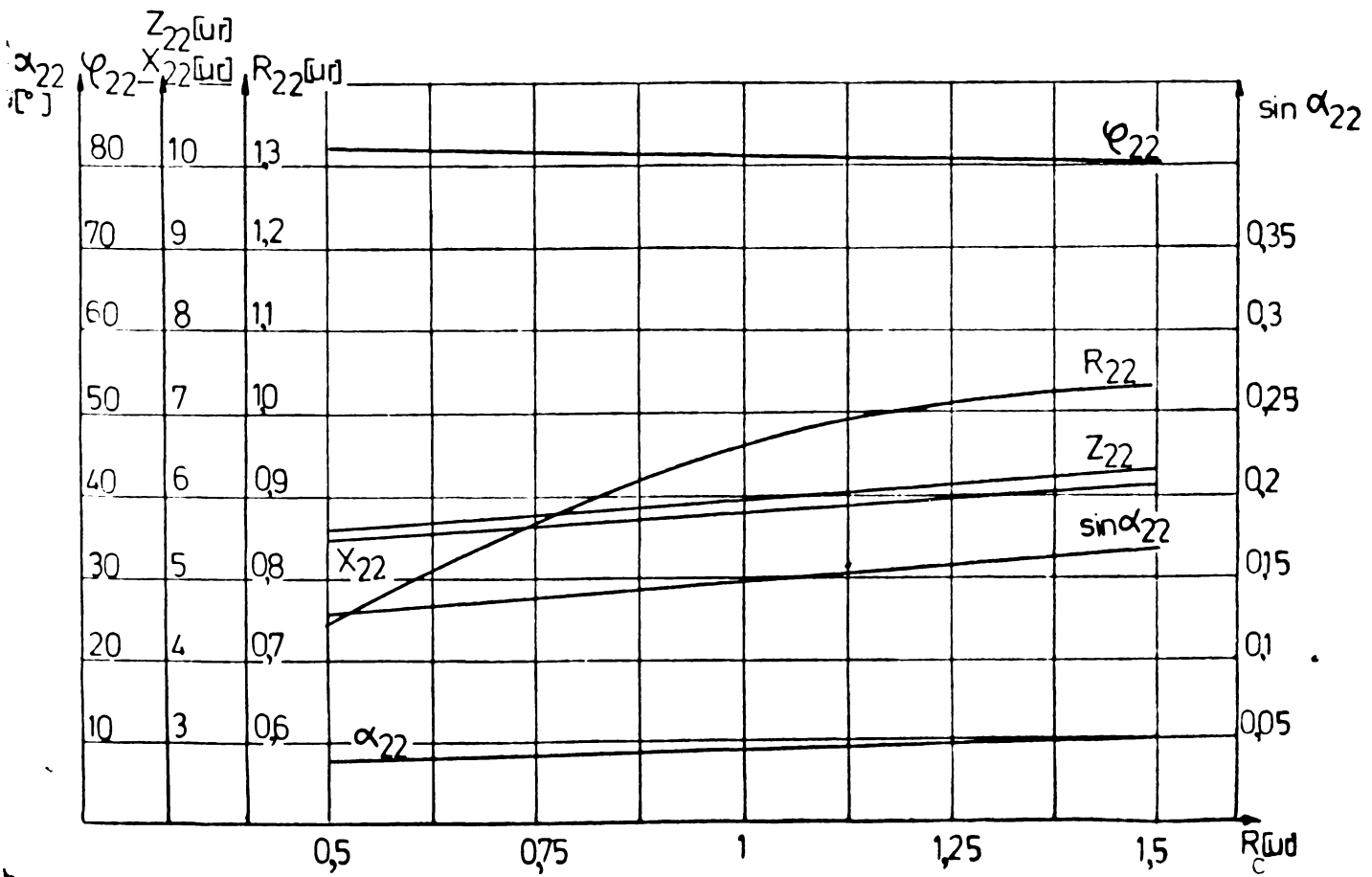


Fig 310 Variația mărimilor $Z_{22}, X_{22}, R_{22}, \varphi_{22}, \alpha_{22}, \sin \alpha_{22}$ în funcție de R_c .

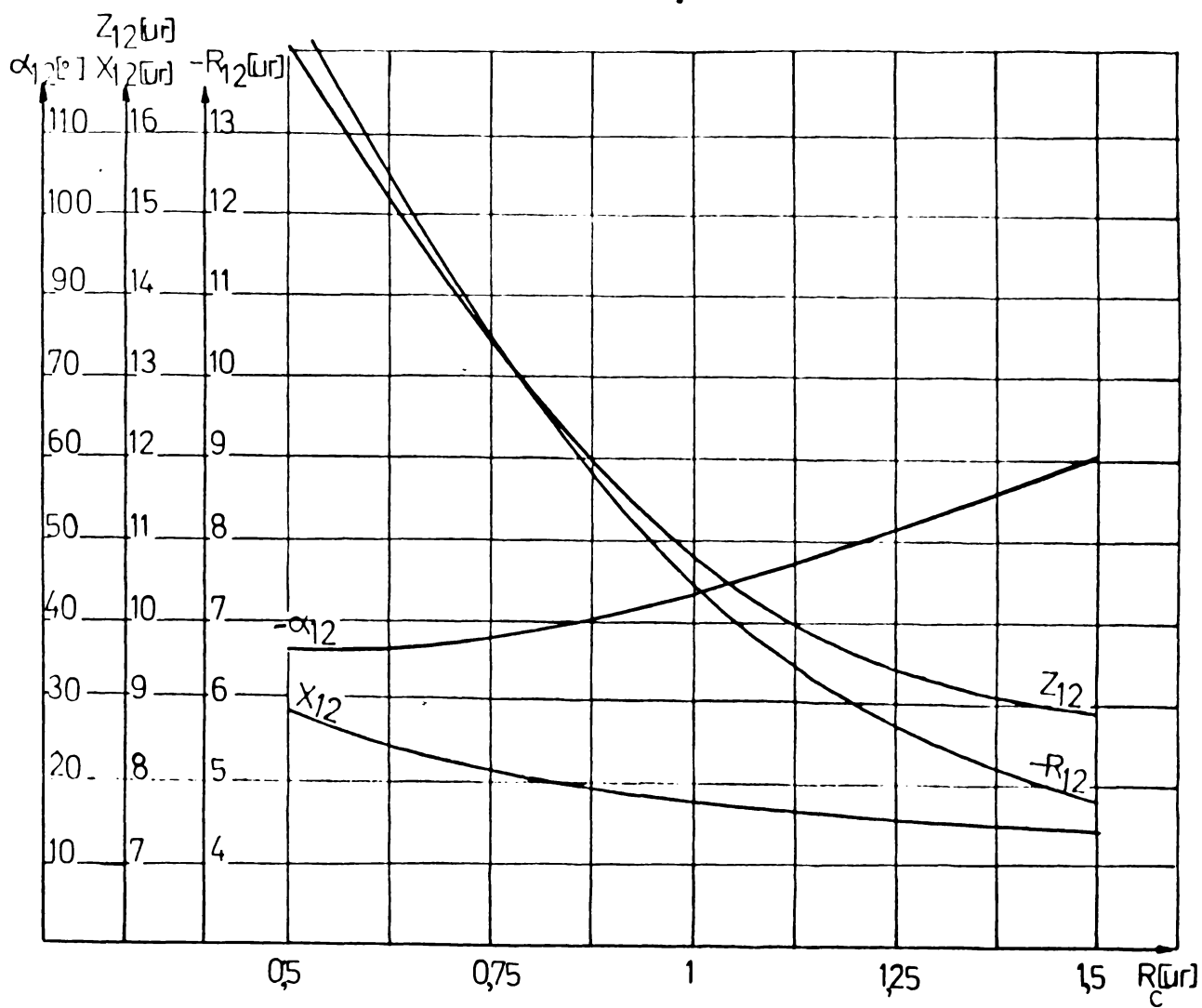


Fig311. Variația mărimilor $Z_{12}, X_{12}, R_{12}, \alpha_{12}$ în funcție de R_c .

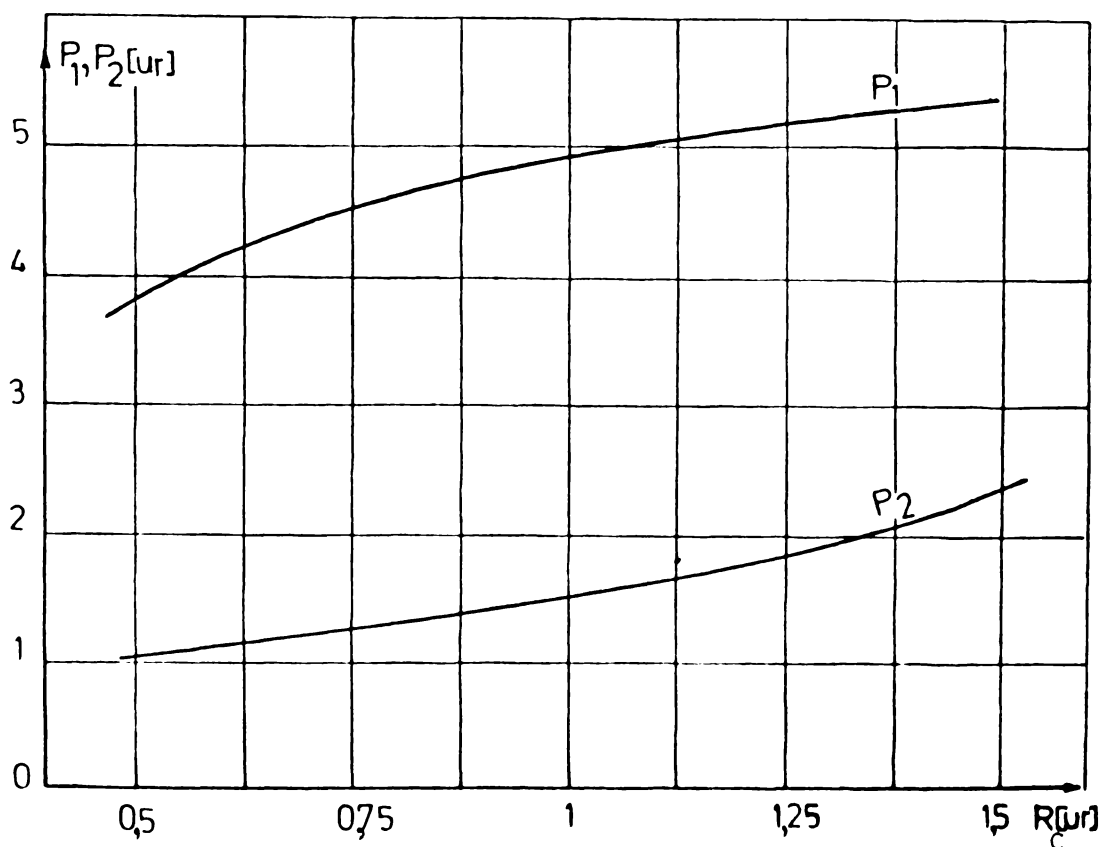


Fig312. Variația puterilor debitate de centrale în funcție de R_c .

scade cu 44,1 %, X_{11} cu 12 %, iar R_{22} cu 7,82 %, X_{22} cu 5,67 %;

- scad valorile unghiurilor complementare ale impedanțelor de intrare α_{11} și α_{12} ; pentru centrala mai puternică (și mai apropiată) scăderea lui α_{11} este mai pronunțată decât aceea a lui Z_{11} , în timp ce pentru centrala mai slabă și mai depărtată scăderea lui Z_{22} este mai pronunțată decât aceea a lui α_{22} ;

- crește impedanța de transfer dintre cele două centrale; mai pronunțat rezistența și mai puțin reactanța. La modificarea lui R_c cu 50 % (scăderea de la 1,5 la 1), R_{12} crește cu 54,2 %, iar X_{12} crește cu 2,63 %;

- scade modulul lui α_{12} , viteza de scădere fiind mai pronunțată pentru valorile mai mari ale lui R_c și mai redusă pentru valorile inferioare adoptate;

- scad puterile electrice debitate de cele două centrale; pentru centrala mai "puternică" și mai "apropiată", scăderea este mai accentuată pentru $0,5 < R_c < 0,75$ și mai lentă pentru $1,25 < R_c < 1,5$, iar pentru centrala mai "slabă" și mai "îndepărtată" tendința de scădere a puterii este tocmai inversă.

Avîndu-se în vedere cele deduse mai sus, în momentul producerii perturbației s-a considerat ca nouă valoare a rezistenței echivalente a consumatorului $R_c = 0,55$.

Pe durata avariei, rezistența consumatorului nu s-a considerat constantă ci se modifică proporțional cu tensiunea la borne. Cum aceasta scade pe durata avariei, se va obține o scădere foarte pronunțată a lui R_c , și deci o reducere simțitoare și a puterilor electrice debitate la locul avariei. Situația este similară cu aceea ce apare la un scurtcircuit de intensitate cuprinsă între 2FN și 3FN.

Adoptarea pe durata avariei a dependenței puterii consumate cu puterea întâi a tensiunii, asigură absorbția unui curent constant, ipoteză ce conduce la rezultate apropiate de realitate /51, p.75/. Adoptarea lui $P = ct$ ar fi condus la rezultate prea pesimiste, iar a lui $R = ct$, la rezultate prea optimiste.

Oricum o tratare diferențiată a sarcinii pe du-

..//..

rata avariei, comparativ cu perioada de după avarie, nu poate fi decât utilă și în concordanță cu recomandările unor cercetători Dahl, Crary, Davies /51, p.80/. Firește și soluția adoptată rămîne totuși o aproximare, datorită necunoașterii caracteristicilor dinamice reale ale sarcinii. Cît privește durata avariei, aceasta s-a considerat o,15 secunde.

Adoptarea SE pe de o parte, iar pe de altă parte a acestui regim de avarie, s-a făcut din următoarele considerente:

- necesitatea de a urmări comportarea tranzitorie a unor ansambluri centrale-consumatori puternici, separați din sistem ca urmare a unor insularizări, la șocuri de putere activă, fapt ce corespunde unor regimuri postavarie sistem, dar avarie pentru sistemul izolat /13/. Ansamblul considerat conține o termocentrală puternică situată în apropierea consumatorului și o hidrocentrală de putere mai mică, situată la o "distanță" mare;

- funcționarea insulară a unui ansamblu de centrale-consumatori, izolat de sistem este un regim ce trebuie parcurs obligatoriu la proiectarea sistemelor de reglare a GS: RAT și RAV /96, p.380/;

- avariile simetrice, în particular șocurile de sarcină și scurtcircuitele sînt cele mai grele avarii ce apar în SE /95, p.211/.

Calcululele efectuate pe calculatorul numeric cu sistemul prezentat la paragraful 3.4. și-au propus analiza comportării tranzitorii a GS în condițiile:

- a/. considerării fenomenelor din fierul GS;
- b/. reprezentării diferite a consumatorului în regimul de-după avarie;
- c/. modificării valorilor timpilor de lansare a grupurilor;
- d/. modificării duratei avariei.

În cazurile a/. și b/. se vor urmări atît fenomenele electromecanice, cît și cele electromagnetice, pe cînd în cazurile c/. și d/. se va insista doar asupra celor electromecanice.

3.3.3. Considerarea fenomenelor din fierul GS

Pentru a analiza influența fenomenelor din fierul GS (saturație și curenți turbionari) s-au considerat următoarele regimuri:

- a/ - fără fenomene în fier;
- b/ - cu fenomene în fier:
 - 1. k^* calculat cu metoda 1)
 - 2. k^* calculat cu metoda 2)
- c/ - cu fenomene în fier, dar saturația introdusă printr-un coeficient de saturație mediu, constant și de aceeași valoare atât pe durata avariei, cât și după avarie.

În toate situațiile mai sus arătate (a); b) 1, 2; c) s-a reprezentat grafic variația în timp a unghiului dintre axele "d" a celor două GS (echivalente) δ_{12} (fig. 3.13), iar pentru a), b) 2, c) și

- variația puterilor debitate P_1, P_2 (fig. 3.14 respectiv 3.15);
- variația tensiunilor la borne U_1, U_2 (fig. 3.16 și fig. 3.17);
- variația t.e.m.: e_{d1}, e_{d2} (fig. 3.18), e_{q1}, e_{q2} (fig. 3.19), e'_{q1}, e'_{q2} (fig. 3.20), e''_{q1}, e''_{q2} (fig. 3.21), iar pentru b) 1 și variația cuplurilor datorate curenților turbionari rotorici (fig. 3.22).

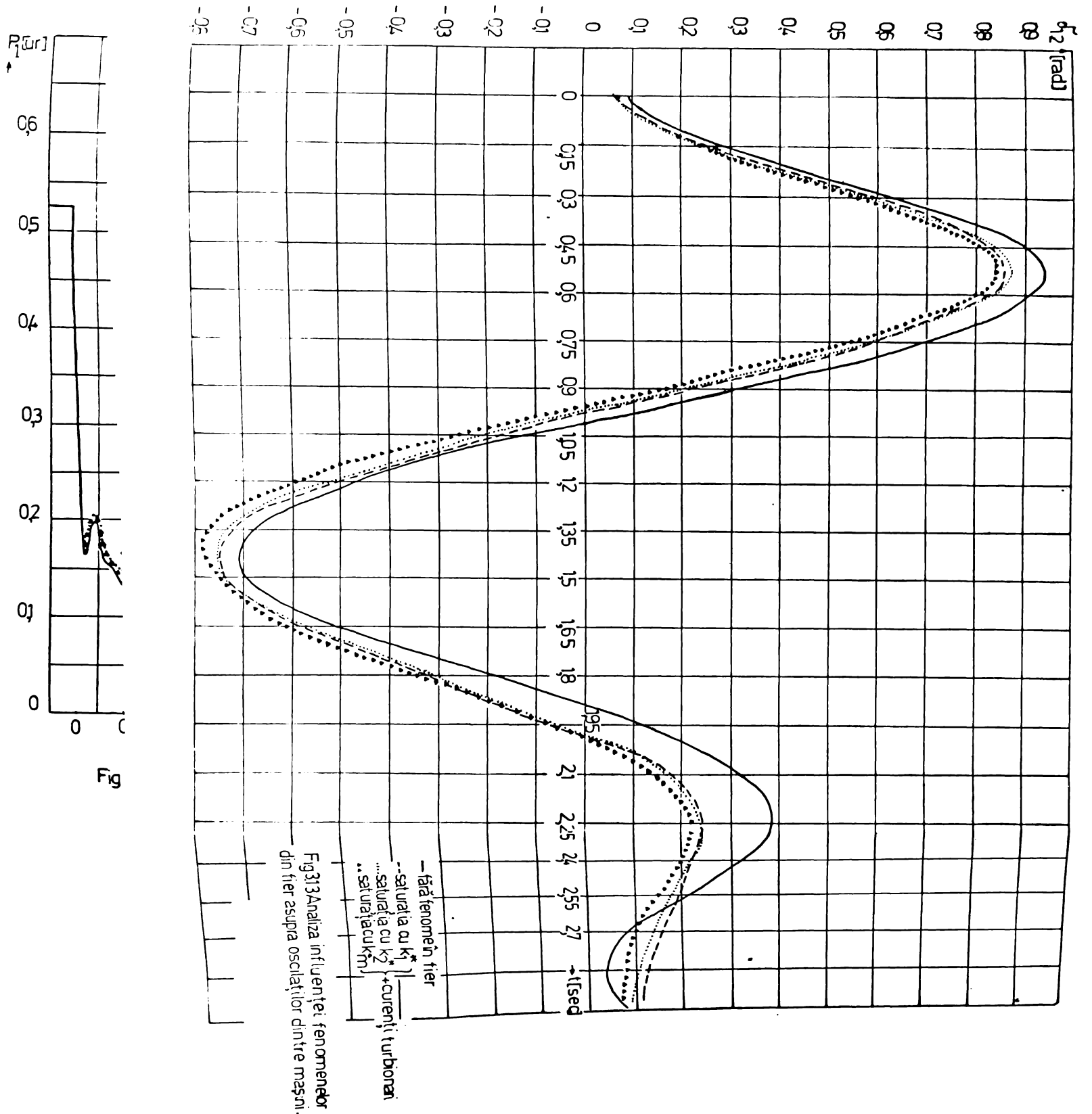
Pentru ordonarea prezentării și ușurării sistematizării concluziilor, în continuare vor fi prezentate variațiile fiecărei mărimi mai sus amintite.

Astfel:

3.3.3.1. Unghiul. δ_{12} (fig. 3.13). Pe durata avariei, viteza de variație a unghiului δ_{12} este puțin influențată de prezența sau absența fenomenelor din fier și firește și de modul în care se consideră situația. Valoarea ei este de 1,255 rad/sec, adică 72 grad/sec.

În ceea ce privește amplitudinea primei oscilații

..//..



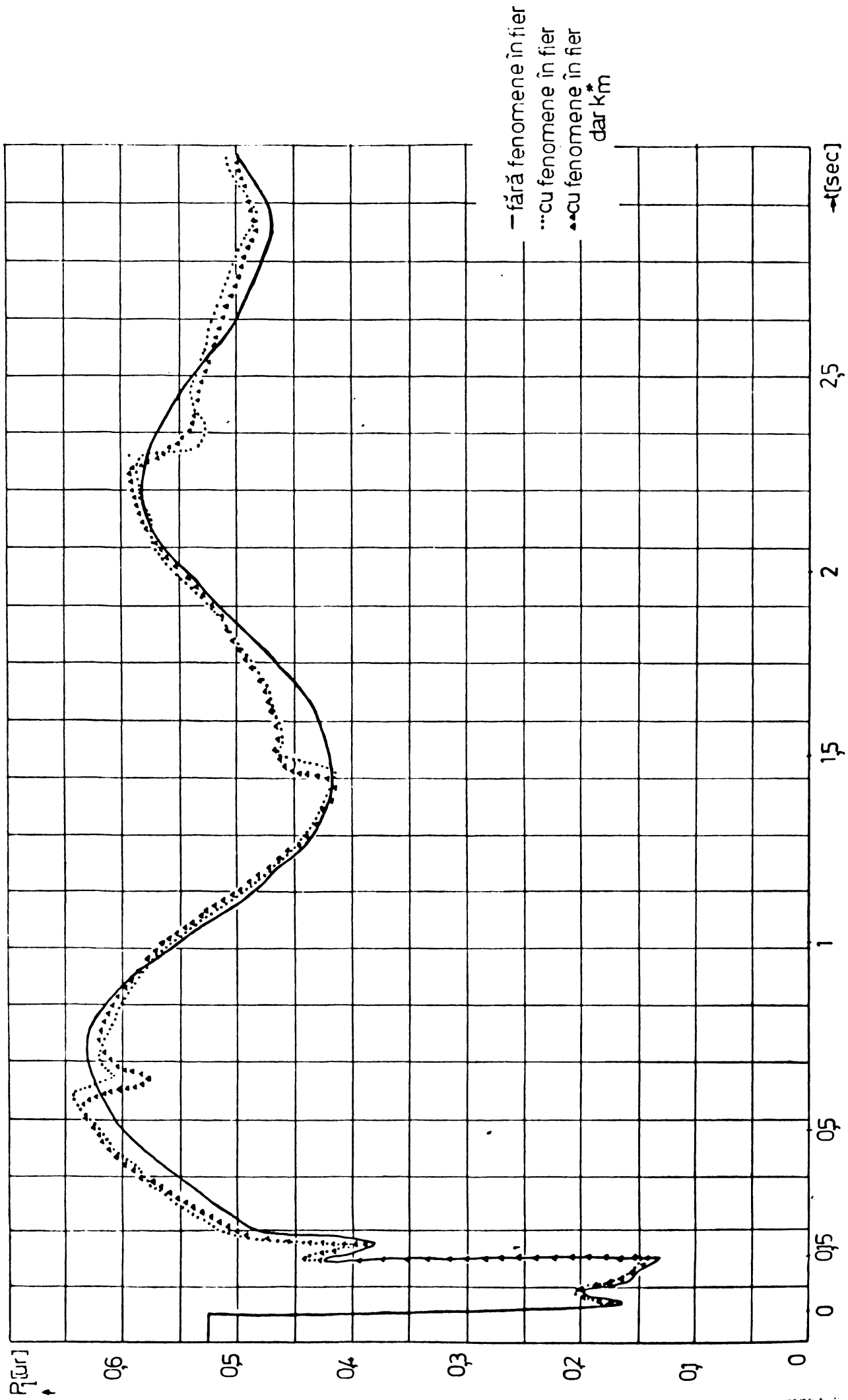


Fig 314 Variația lui P_1 ; influența fenomenelor din fierul mașinii.

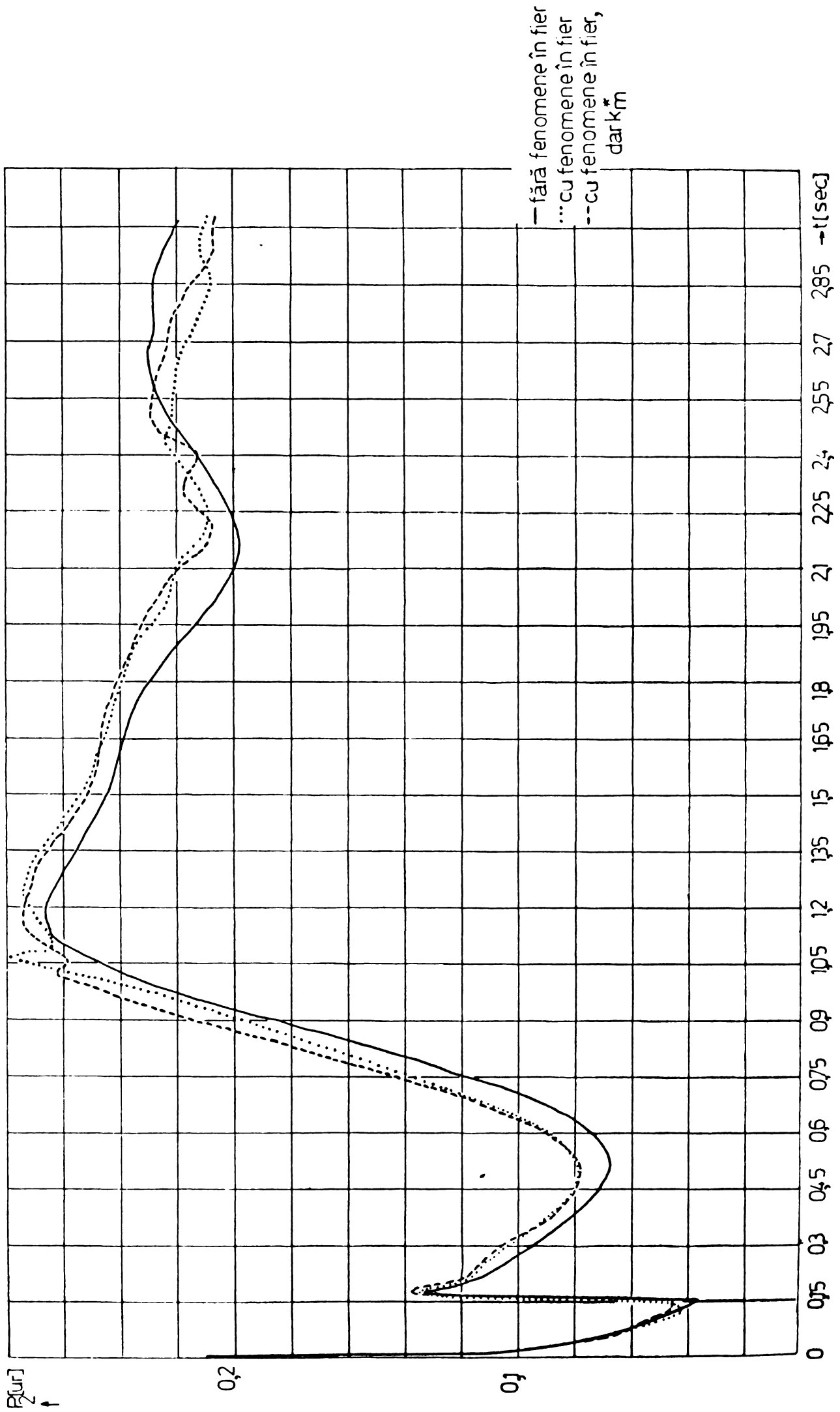


Fig 315 Variația lui P_2 ; influența fenomenelor din fierul mașinii

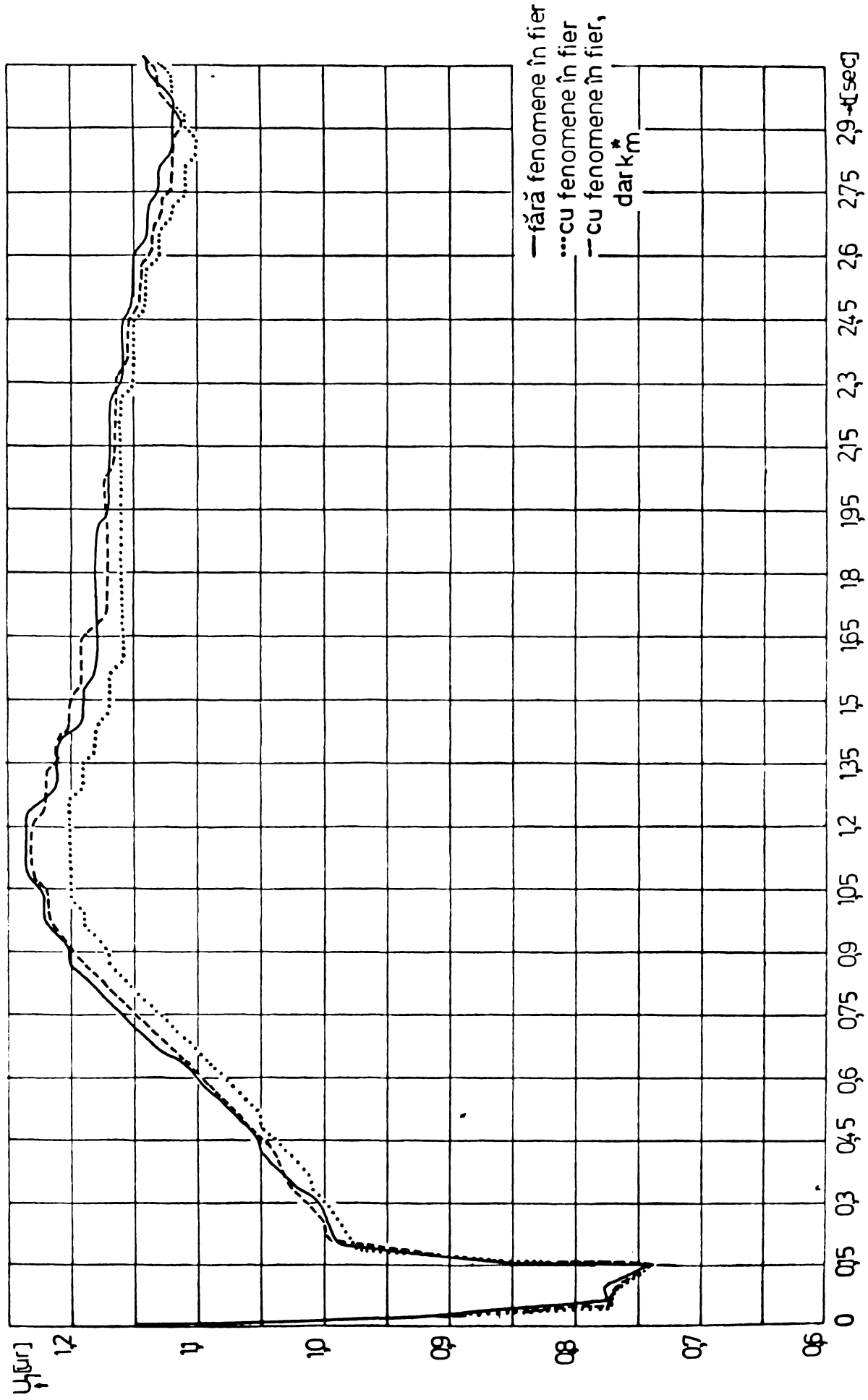


Fig 316 Variația tensiunii U ; influența fenomenelor din fierul mașinii.

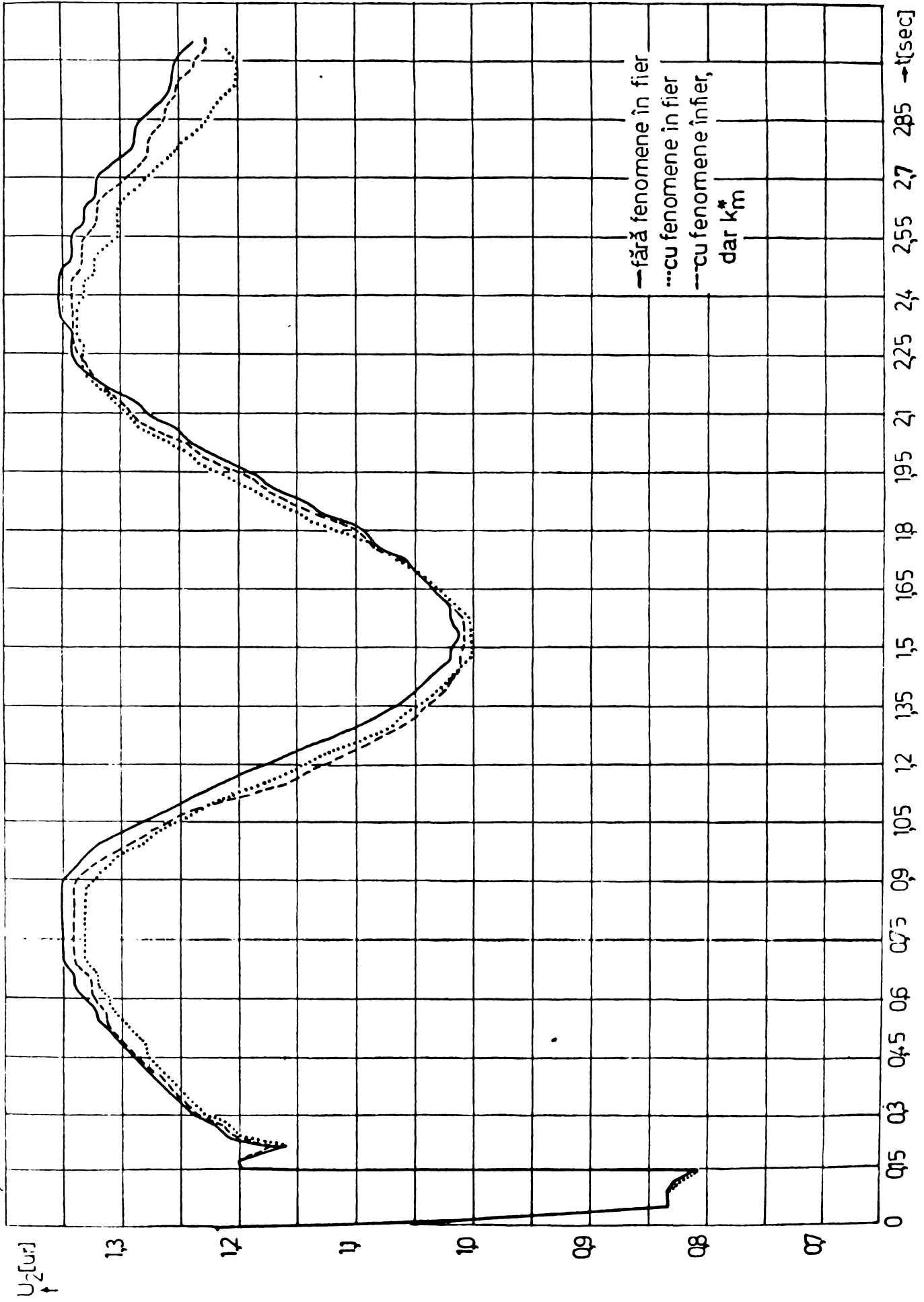


Fig317 Variația tensiunii U_2 ; influența fenomenelor din fierul mașinii.

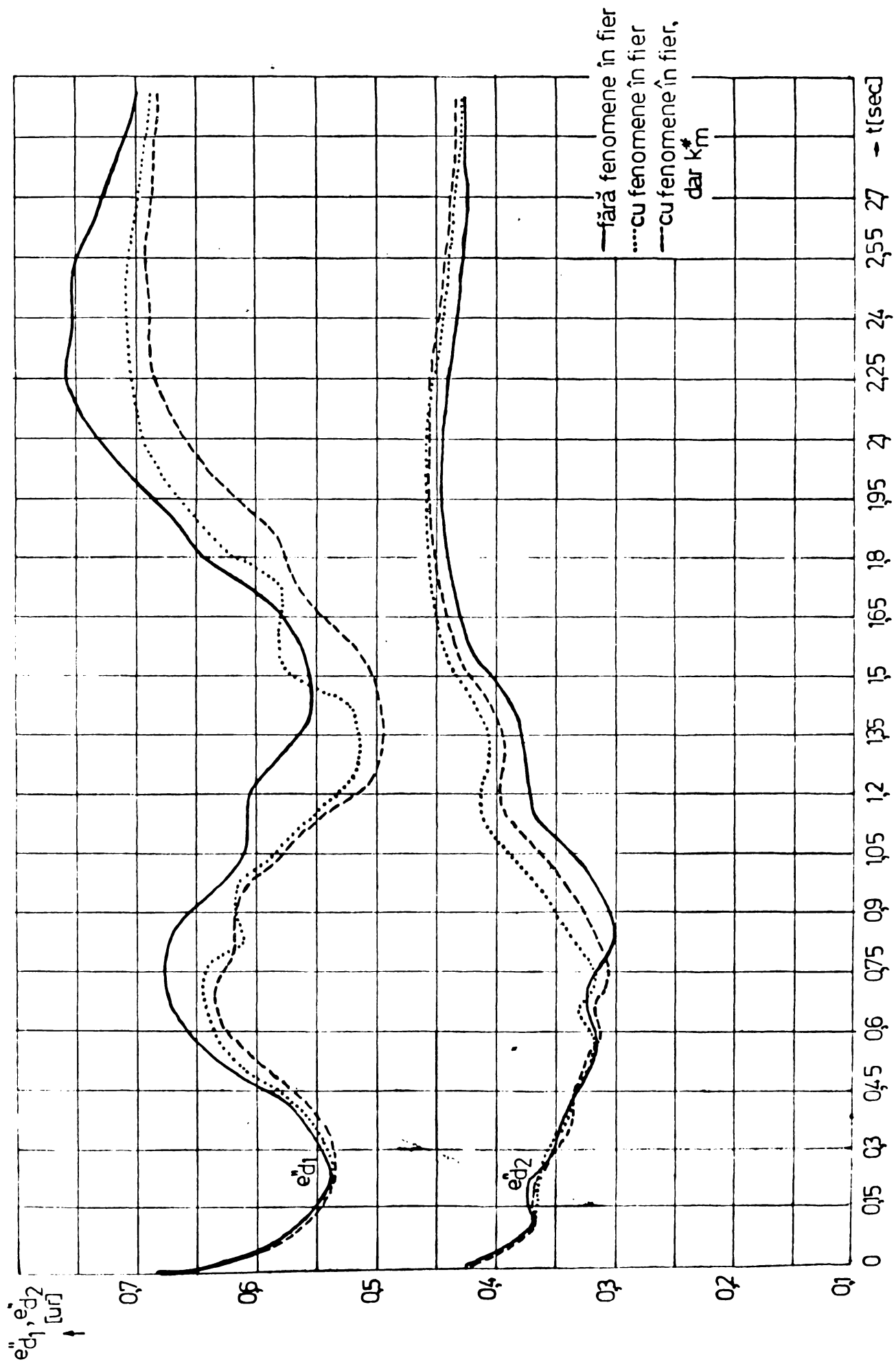


Fig 318 Variația tem e_{d1} , e_{d2} ; influența fenomenelor din fierul mașinii.

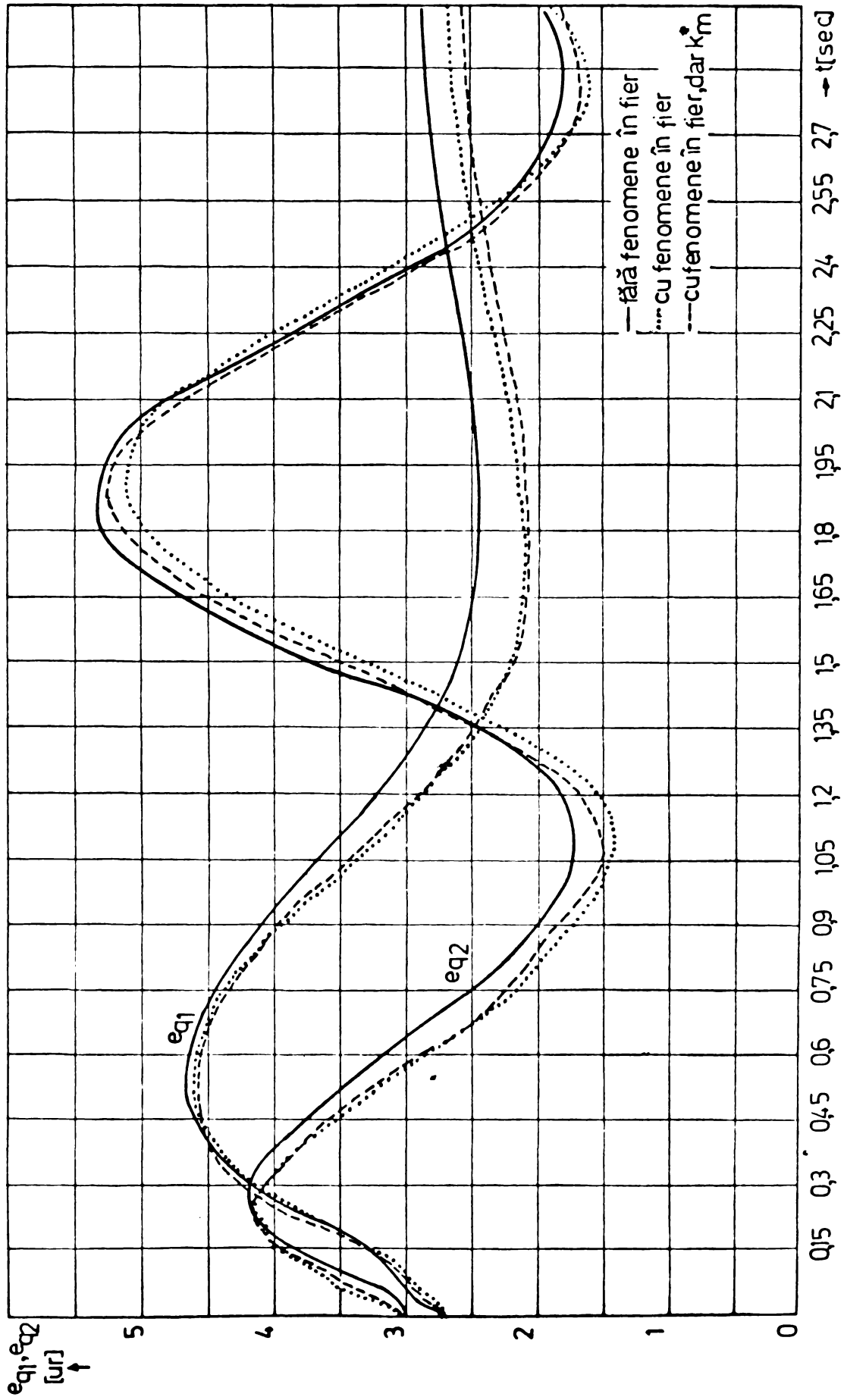


Fig.3.19 Variația temperaturii e_{q1}, e_{q2} ; influența fenomenelor din fierul mașinii.

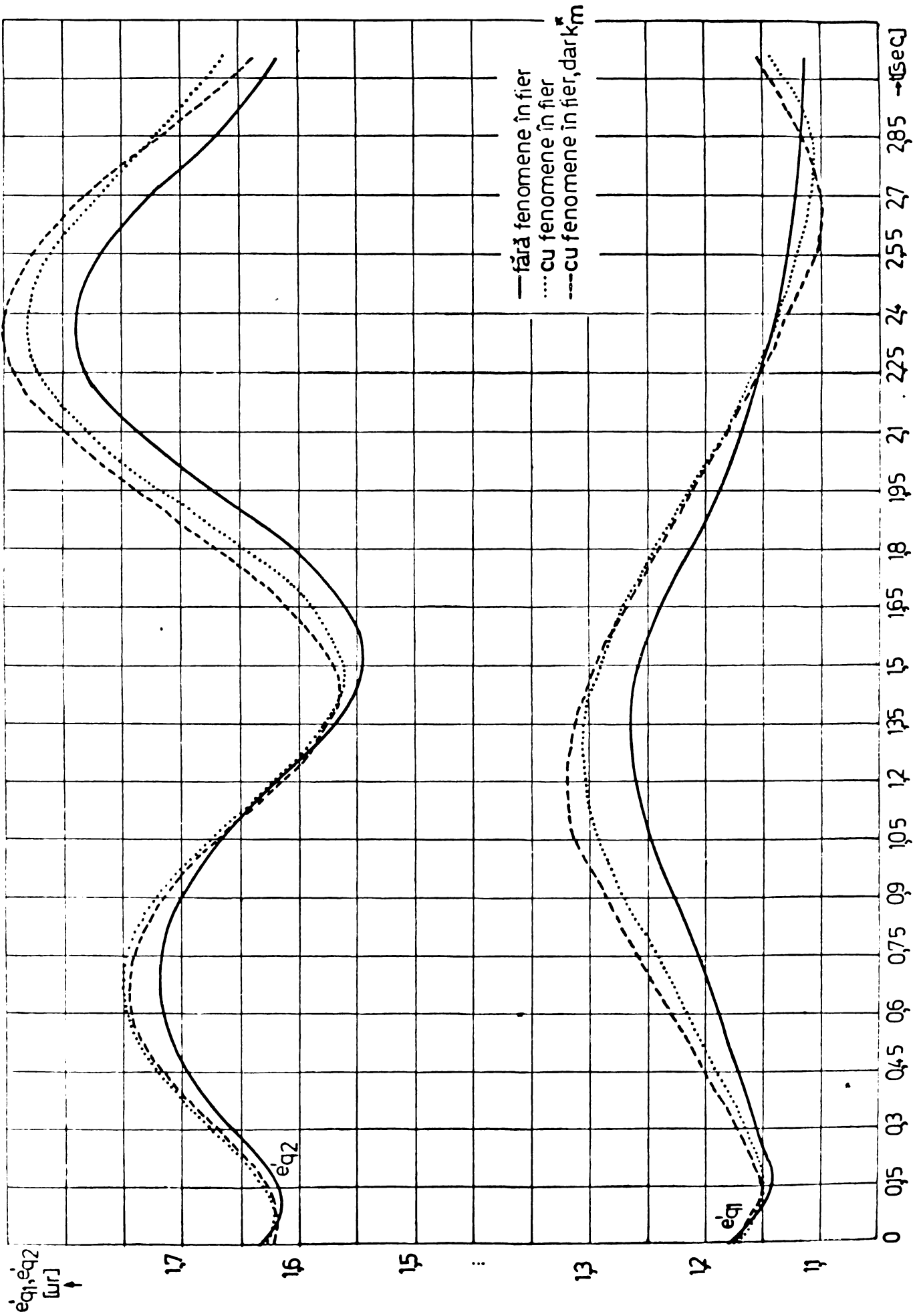


Fig 320 Variația t_m e'_{q1} , e'_{q2} ; influența fenomenelor din fierul mașinii.

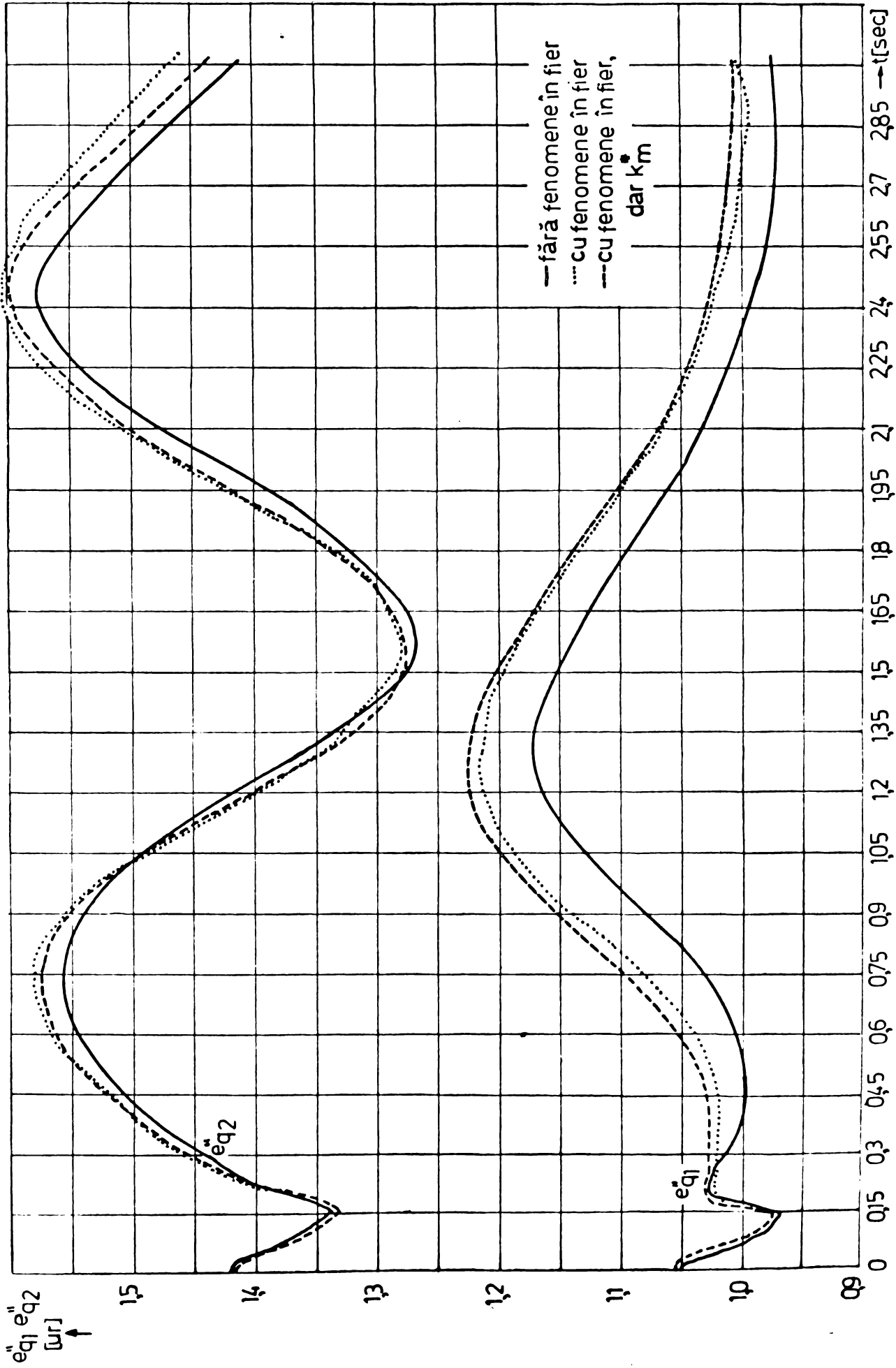


Fig.321. Variația tem e_{q1}, e_{q2} ; influența fenomenelor din fierul mașinii.

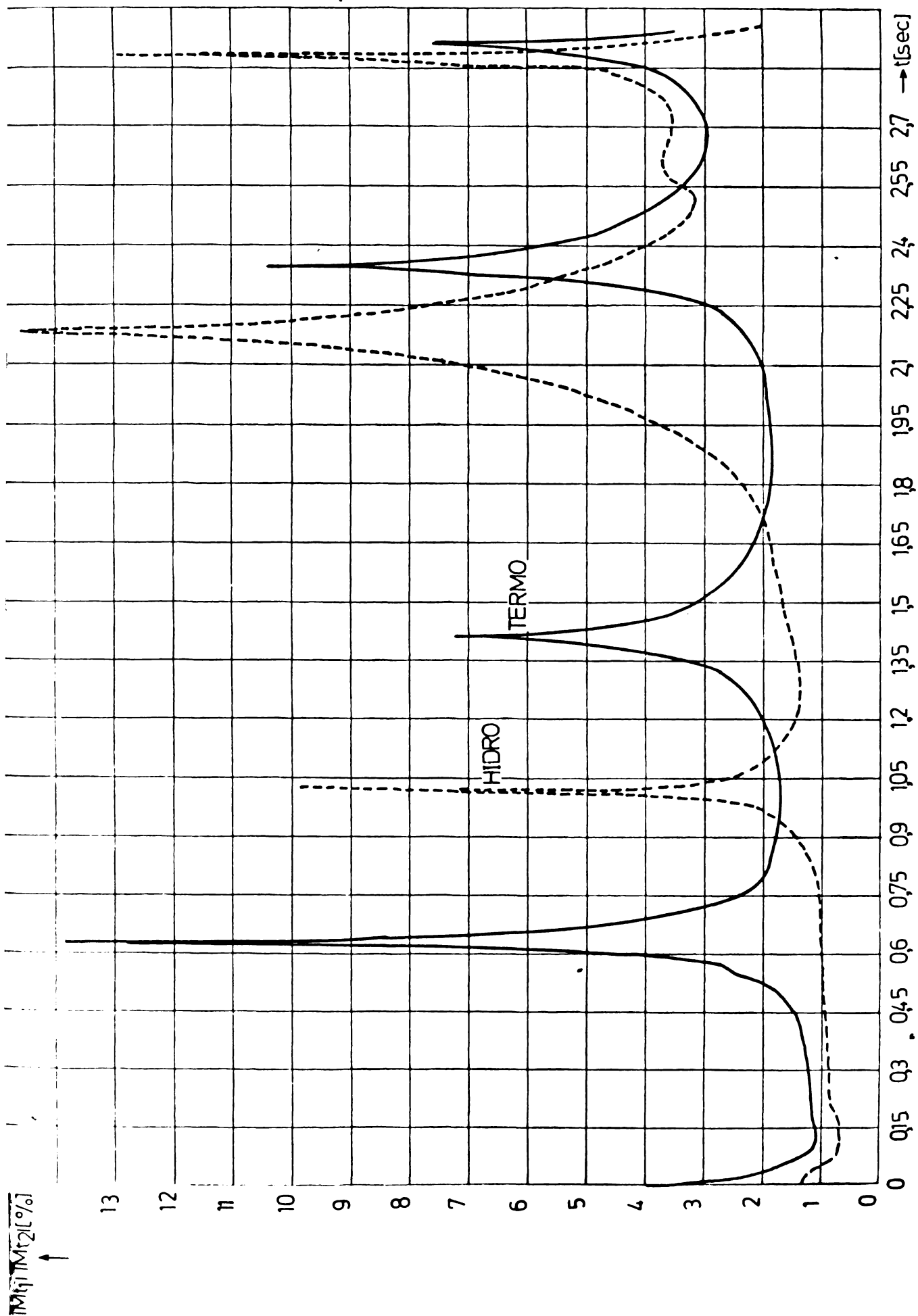


Fig.3.22. Variația cuplurilor datorate curenților turbionari (în procente din cuplul nominal); influența fenomenelor din fierul mașinii .

aceasta este practic aceeași în cazul considerării fenomenelor din fier (diferențele nedepășind 2 %) și cu cca. 7 % mai mare în cazul neconsiderării fenomenelor din fier. La a doua semiperioadă a primei oscilații, amplitudinile unghiurilor δ_{12} diferă, fiind maximă în cazul considerării coeficientului mediu de saturație k_m^* , cu 5 % mai mare decât în cazurile b) și cu 6,3 % mai mare decât în cazul neconsiderării fenomenelor din fier. La a doua oscilație, prima amplitudine este de 3,5-4 ori mai mică decât analoaga primei oscilații și de numai 2,8 ori în cazul neconsiderării fenomenelor din fier. Rezultă așadar efectul puternic de amortizare creat de luarea în considerare a fenomenelor din fier.

După cca. 3 secunde de la producerea perturbației, oscilațiile dintre cele două rotoare sînt amortizate practic în cazul considerării fenomenelor din fier și mai continuă în cazul neconsiderării acestora.

Trebuie menționat că variația unghiului δ_{12} a fost comparată cu aceea dedusă într-un caz asemănător /27, p. 283, fig. 11.8/, constatîndu-se o foarte bună corespondență pentru prima perioadă (eroarea maximă este 3 %).

3.3.3.2. P_1, P_2 (fig. 314, fig. 315). Pe durata avariei și imediat după eliminarea ei, diferențele între cazul considerării și neconsiderării pierderilor în fier sînt neglijabile. După cca. 0,2 secunde de la producerea perturbației, diferențele încep să se facă simțite.

Amplitudinea primei oscilații în perioada de după avarie este cu cca. 15 % mai mare în cazul considerării fenomenelor în fier, față de cazul neconsiderării lor pentru primul generator și cu cca. 16 % în cazul celui de al doilea generator. Ca și la δ_{12} , variațiile lui P_1, P_2 se amortizează mai repede în condițiile considerării fenomenelor din fier.

În condițiile considerării fenomenelor din fier, curbele de variație a puterilor electrice prezintă niște "vîrfuri ușoare", datorate cuplului (puterii) produs de curenții turbionari, care este maxim, atunci cînd modulul lui ω este minim.

Cît privește șocurile de putere ce revin centra-
..//..

lelor, la cîteva momente de la producerea perturbației (de exemplu 0,06 secunde), acestea au valorile $\Delta P_1 = 0,37$ și

$\Delta P_2 = 0,13$; $\Delta P_1 / \Delta P_2 = 2,85$ și aproximativ egal cu raportul dintre puterile de sincronizare a celor două centrale, $P_{s1} / P_{s2} = 3$. Deci, într-adevăr șocurile de putere se repartizează în primele momente de la producerea perturbației în raportul puterilor de sincronizare /17, p.166/.

După 0,09 secunde $\Delta P_1 = 0,360$, iar $\Delta P_2 = 0,160$. Se constată astfel că $\Delta P_1 = \Delta P \cdot \frac{M_1^*}{M_1^* + M_2^*} = 0,352$, iar

$$\Delta P_2 = \Delta P \frac{M_2^*}{M_1^* + M_2^*} = 0,168. \text{ Deci, se confirmă că în a doua}$$

etapă de timp a perturbației, șocurile de putere se repartizează proporțional cu constantele de inerție echivalente a celor două centrale /17, p.166/.

3.3.3.3. U_1, U_2 (fig. 316, fig.317). În primele momente ale producerii perturbației se constată o scădere de tul de pronunțată a tensiunilor la bornele centralelor, $\Delta U_1 = 33 \%$, iar $\Delta U_2 = 32 \%$, și continuă mai lent pe întreaga durată a avariei. Dar scăderea tensiunilor la bornele celor două centrale este practic aceeași, viteza de scădere diferă, fiind mai mare în cazul primei centrale, mai apropiată de locul avariei.

Pe durata avariei, practic nu există diferențe între cazul considerării sau neconsiderării fenomenelor din fier, acestea făcîndu-se simțite la cîteva momente după eliminarea perturbației.

În momentul eliminării perturbației deși U_2 "sare" la o valoare foarte apropiată de valoarea nominală, inițială producerii perturbației, acest salt este urmat de cîteva oscilații, ce nu se amortizează după 3 s. În schimb U_1 după ce "sare" la cca.0,85 din valoarea nominală, prezintă în continuare o variație lentă cu oscilații de mică amplitudine,

...//...

care fără încoială la câteva momente după 3 s se vor amortiza. Prin urmare, "regimul de tensiune" al CHE îndepărtate este mai greu după eliminarea perturbației decât al CTE.

Cît privește diferența dintre variația lui U_1 și U_2 , cu și fără considerarea fenomenelor din fier, se constată că abaterea maximă a lui U_1 este 3 %, iar a lui U_2 de cca. 2,5 %, cu excepția intervalului de timp ce urmează lui $t > 2,5$ s.

3.3.3.4. e_{d1}'' , e_{d2}'' (fig. 3.18). Pe durata avariei t.e.m. e_{d1}'' scade mult mai pronunțat decât e_{d2}'' și cu o viteză mai mare. Astfel, reducerea lui e_{d1}'' este de 24 % și cu o viteză de 1,02 u.r./sec, pe cînd reducerea lui e_{d2}'' este de 14 % și cu o viteză de cca. 0,5 u.r./sec. Deci, atît reducerea t.e.m. e_d'' , cît și viteza lor de reducere pentru cele două centrale se află practic în raportul 2/1.

După dispariția perturbației t.e.m. e_{d1}'' scade încă foarte puțin, apoi crește rapid la cca. 0,85-0,95 din valoarea inițială, pe cînd e_{d2}'' scade în continuare lent pînă la cca. 75 % din valoarea inițială, urmînd o creștere lentă cu o viteză de 0,2 u.r./sec la valori practic identice cu valorile inițiale. La cca. 3 s, variațiile celor două t.e.m. se amortizează, mai rapid în cazul considerării fenomenelor din fier și mai lent în cazul neconsiderării lor, diferența fiind mult mai pronunțată în cazul turbogeneratorului (9,5 %) și mai redusă în cazul hidrogeneratorului (7 %). În plus, în cazul turbogeneratorului se face simțită și diferența dintre cele două moduri de considerare a saturației, erorile fiind în medie de 3-4 ori mai mari decât în cazul hidrogeneratorului. Oricum, pentru prima oscilație și $t < 1$ s, concordanța este suficient de bună pentru ambele t.e.m. e_d'' , dar regimul de lucru al turbogeneratorului este mai greu decât al hidrogeneratorului. Rezultatul este firesc, dacă se are în vedere faptul că pentru hidrogenerator nu s-a considerat saturația după axa "q".

3.3.3.5. e_{q1} , e_{q2} (fig. 3.19). Pe durata avariei lui e_{q1} și e_{q2} decurge similar și cu aceeași viteză (2,33 u.r./sec); în schimb, după eliminarea avariei $e_{q1,2}$ au osci-

..//..

lații pronunțate, mai mari pentru e_{q_2} și mai reduse pentru e_{q_1} .

În ceea ce privește influența fenomenelor din fier se constată că diferențele sînt neglijabile în cele două cazuri de considerare a saturației, dar sînt pronunțate după 0,5 s comparativ cu situația în care nu s-ar considera. Eroarea este mai mică pentru e_{q_2} , cca. 4% și mai mare pentru e_{q_1} , cca. 20%. Neconsiderarea fenomenelor din fier conduce la valori mai mari pentru $e_{q_{12}}$ și la o amortizare mai rapidă față de cazul considerării lor.

3.3.3.6. e_{q_1}' , e_{q_2}' (fig. 3.20). T.e.m. e_q' prezintă o scădere foarte lentă în primele momente ale perturbației, atingînd o valoare minimă foarte apropiată de aceea inițială (97 % pentru e_{q_1}' și 99 % pentru e_{q_2}'), urmată de o creștere mai lentă pentru turbogenerator (viteză de 1,66 u.r./sec) și ceva mai pronunțată pentru hidrogenerator (viteza de 3,34 u.r./sec). La 0,5 s după producerea perturbației e_{q_1}' este cu 2,5 % mai mare decît valoarea inițială, iar e_{q_2}' cu 5 %. Ca urmare, atunci cînd se studiază SD la prima oscilație admitîndu-se t.e.m $e_q' = ct$, erorile nu sînt prea mari, avînd valori reduse pentru CTE puternice și apropiate de locul perturbației și mai mici pentru CHE îndepărtate.

Încă pe durata perturbației se poate constata diferențe între cazul neconsiderării fenomenelor din fier și acela al considerării lor, ele atingînd după dispariția perturbației valori maxime de 4 % pentru e_{q_1}' și 2 % pentru e_{q_2}' . Dacă ne referim la amplitudinile oscilațiilor în cele două cazuri însă, abaterile maxime sînt de 40 %, respectiv de 19 %.

O concordanță destul de bună se constată pentru cele două moduri de considerare a saturației, diferențe mai mari apar pentru e_{q_1}' în intervalul 0,15-1,35 s, iar pentru e_{q_2}' după 1,5 s. Oricum, abaterile maxime nu depășesc 13 % pentru e_{q_1}' și 7 % pentru e_{q_2}' .

3.3.3.7. e_{q_1}'' , e_{q_2}'' (fig. 3.21). T.e.m. e_q'' prezintă o scădere mai pronunțată decît t.e.m. e_q'' pe durata perturbației, valoarea minimă fiind atinsă înainte de eliminarea perturbației și este de 92 % pentru e_{q_1}'' și 94 % pentru e_{q_2}'' .

..//..

minată perturbația, după un "salt" foarte apropiat de valoarea inițială, e_{q_1} " scade ușor, apoi crește lent atingând un maxim cu 16 % mai mare decât valoarea inițială.

În schimb e_{q_2} " variază mai brusc; totuși amplitudinea maximă nu depășește decât cu 13 % valoarea inițială. Referitor la influența fenomenelor din fier, se constată o concordanță destul de bună între cele două metode de considerare a saturației și o diferență sensibilă comparativ cu neconsiderarea fenomenelor din fier, îndeosebi pentru turbogenerator. Astfel, dacă abaterea medie între valoarea saturată și nesaturată a lui e_{q_1} " nu depășește 4,3 %, abaterea maximă a amplitudinilor celor două variații este de 31 %. Pentru e_{q_2} " această abatere este în medie de 14 %.

3.3.3.8. M_{t_1} , M_{t_2} (fig. 3.22). Urmărind variația valorilor absolute a cuplurilor datorate curenților turbionari, se constată că pînă la $t = 2$ s, valoarea medie a lui $|M_{t_1}|$ este mai mare decât $|M_{t_2}|$, iar după acest moment valoarea medie a lui $|M_{t_2}|$ crește comparativ cu $|M_{t_1}|$. Cauza se datorează reducerii pronunțate a alunecării CHE după 2 s.

Cît privește influența lui M_t asupra primei oscilații, se constată o slabă influență (1,5 % din M_0 pentru CTE și 1 % pentru CHE). În schimb, la scăderea pronunțată a alunecărilor, valorile cuplurilor ating pentru durate foarte reduse, valori de pînă la 14-15 % din M_0 . Odată cu creșterea nivelului de tensiune în sistem și micșorarea alunecărilor, ponderea cuplurilor datorate curenților turbionari crește, atingînd după 2 s, valori medii de 4-5 %. Acest lucru va determina amortizarea mai rapidă a oscilațiilor electromecanice dintre mașini.

3.3.4. Influența caracteristicii consumatorului în perioada de după avarie

Pentru a stabili influența pe care o are caracteristica consumatorului în perioada de după avarie asupra ST a GS a SE s-au considerat următoarele cazuri extreme:

- a/. $P_c - (U+U^2)$, adică $R_c = 1,4285 (U^2/0,5(U^2+U))$
- b/. $P_c - U$ " $R_c = 1,4285 U$

..//..

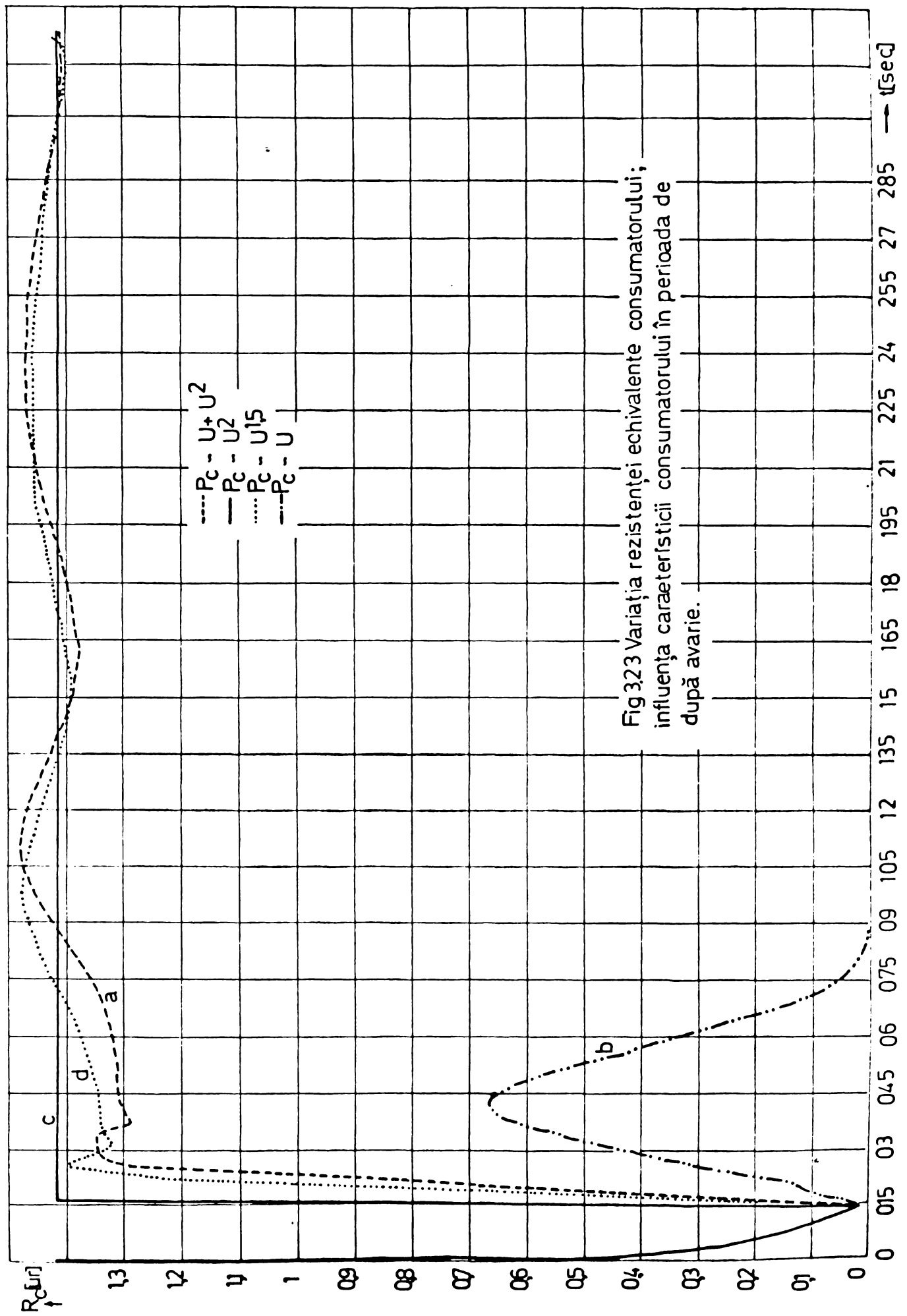
$$\begin{aligned} \text{c/} \cdot P_c &\sim U^2, & \text{adică } R_c &= 1,4285 \\ \text{d/} \cdot P_c &\sim U^{1,5}, & \text{" } R_c &= 1,4285 \cdot U^{0,5} \end{aligned}$$

În cazul unei caracteristici reale, dependent de apropierea ei de una din caracteristicile mai sus considerate, cunoscându-se variația în timp a mărimilor de definire comportarea electromecanică și electromagnetică a GS în timpul procesului tranzitoriu corespunzător cazurilor a/; b/; c/; d/; se pot stabili unele aprecieri calitative și chiar cantitative asupra ST în condițiile caracteristicilor reale ale consumatorului.

Pentru fiecare din caracteristicile mai sus menționate s-au determinat și reprezentat grafic variația în timp a următoarelor mărimi:

- rezistența echivalentă consumatorului R_c (fig. 3.23);
- unghiul dintre axele "q" a celor două rotoare δ_{12} (fig. 3.24);
- alunecarea ω_1 (fig. 3.25) și ω_2 (fig. 3.26);
- puterile mecanice ale celor două centrale P_{m_1}, P_{m_2} (fig. 3.27);
- puterile electrice debitate de cele două centrale P_1 (fig. 3.28) și P_2 (fig. 3.29);
- tensiunile pe barele celor două centrale U_1 (fig. 3.30) și U_2 (fig. 3.31);
- cuplurile datorită curenților turbionari M_{t_1} (fig. 3.32) și M_{t_2} (fig. 3.33);
- tensiunile electromotoare e_{d_1}'' și e_{d_2}'' (fig. 3.34);
- tensiunile e_{q_1}, e_{q_2} (fig. 3.35);
- tensiunile electromotoare e_{q_1}', e_{q_2}' (fig. 3.36);
- tensiunile electromotoare e_{q_1}'', e_{q_2}'' (fig. 3.37);
- tensiunile la borne U_{d_1}, U_{q_1} (fig. 3.38), respectiv U_{d_2}, U_{q_2} (fig. 3.40);
- curenții debitați i_{d_1}, i_{q_1} (fig. 3.39), respectiv i_{d_2}, i_{q_2} (fig. 3.41).

..//..



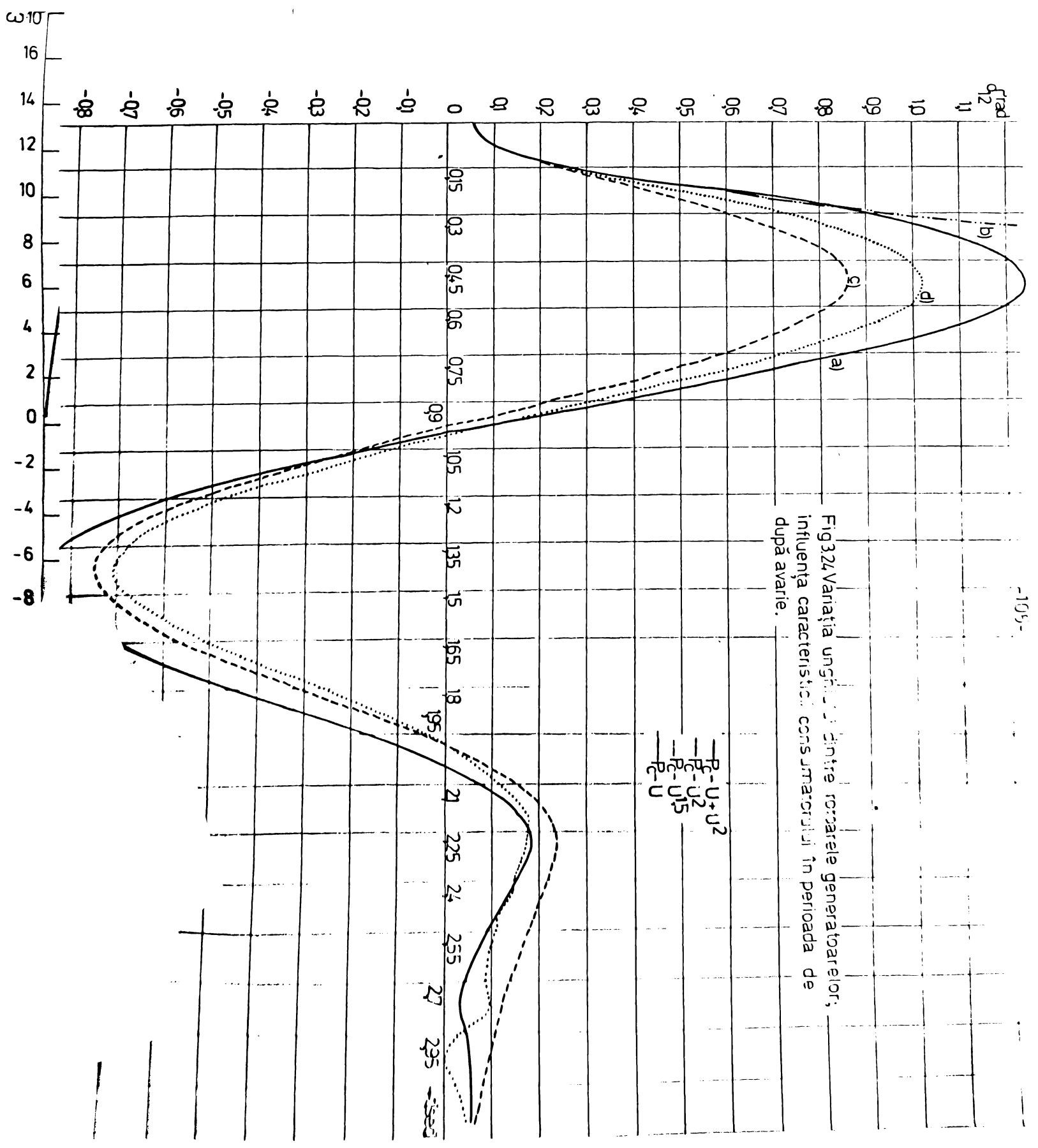


Fig.3.24 Variația unghiului dintre rotoralele generatorilor, influența caracteristicilor consumatorului în perioada de după avarie.

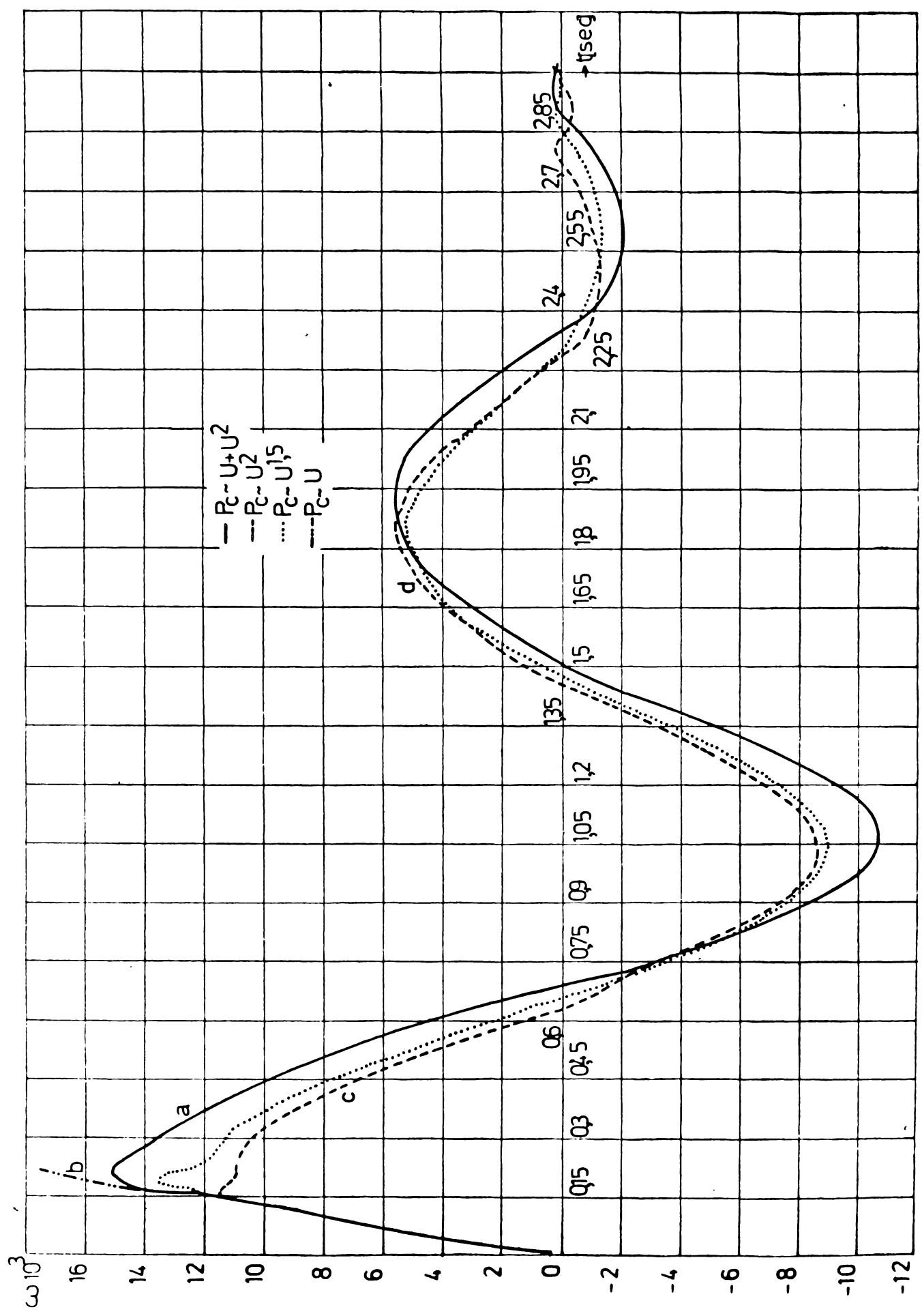


Fig 325. Variația lui ω_1 ; influența caracteristicii consumatorului în perioada de după avarie.

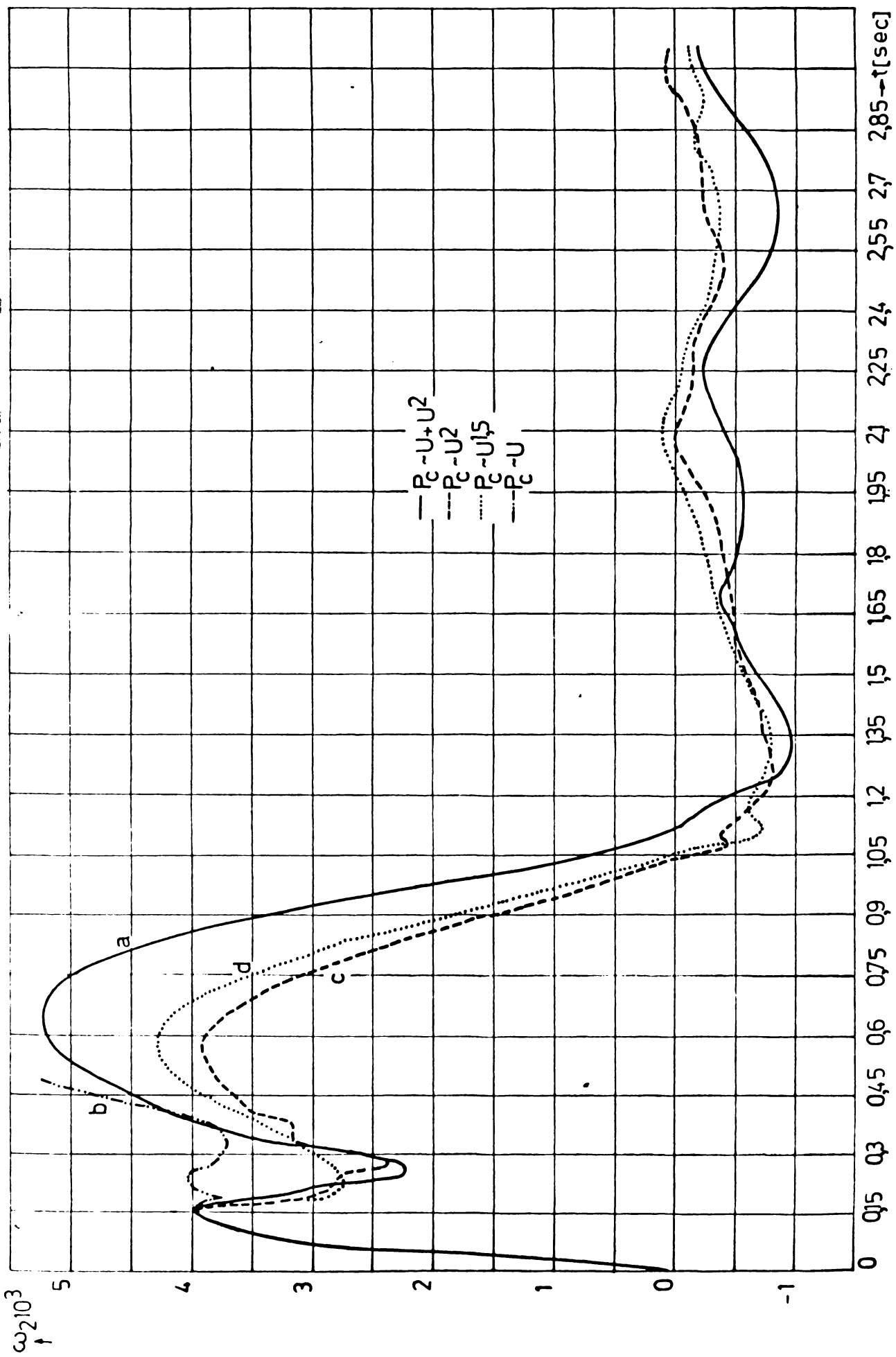


Fig.3.26. Variația lui ω_2 ; influența caracteristicilor consumatorului în perioada de după avarie.

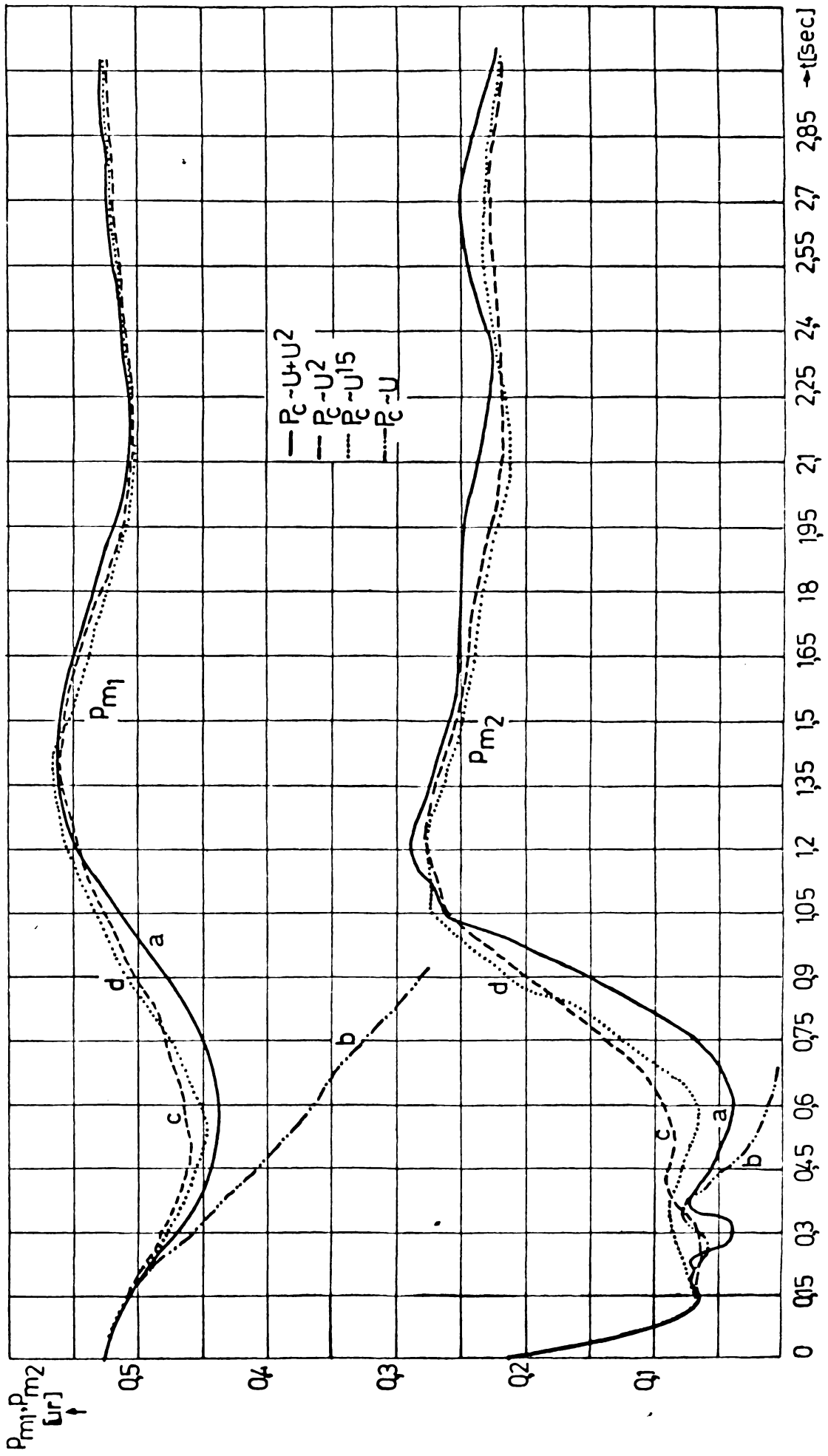


Fig.327. Variația puterilor mecanice; influența caracteristicilor consumatorului în perioada de după avarie.

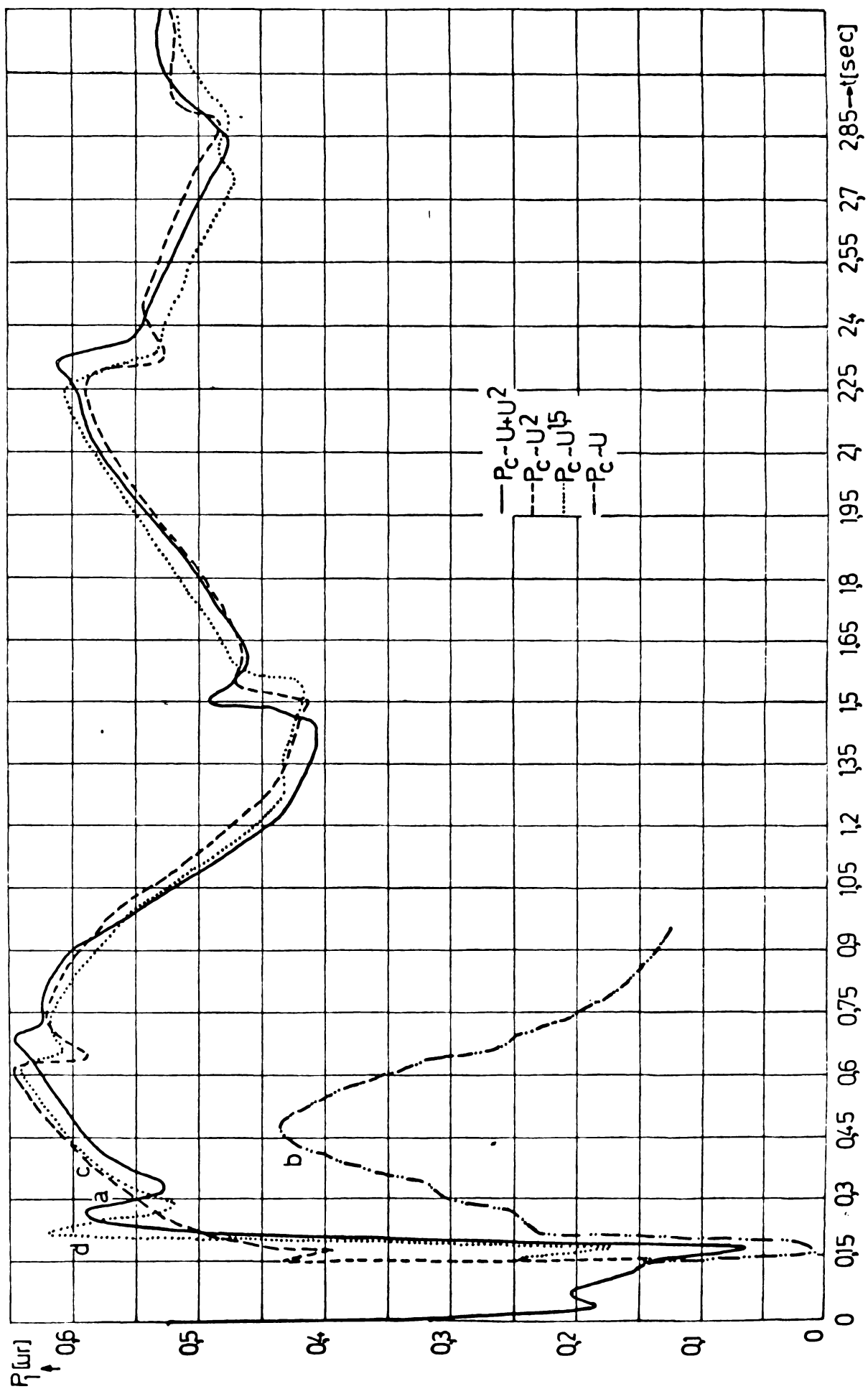


Fig.328. Variația puterii P_1 ; influența caracteristicii consumatorului în perioada de după avarie.

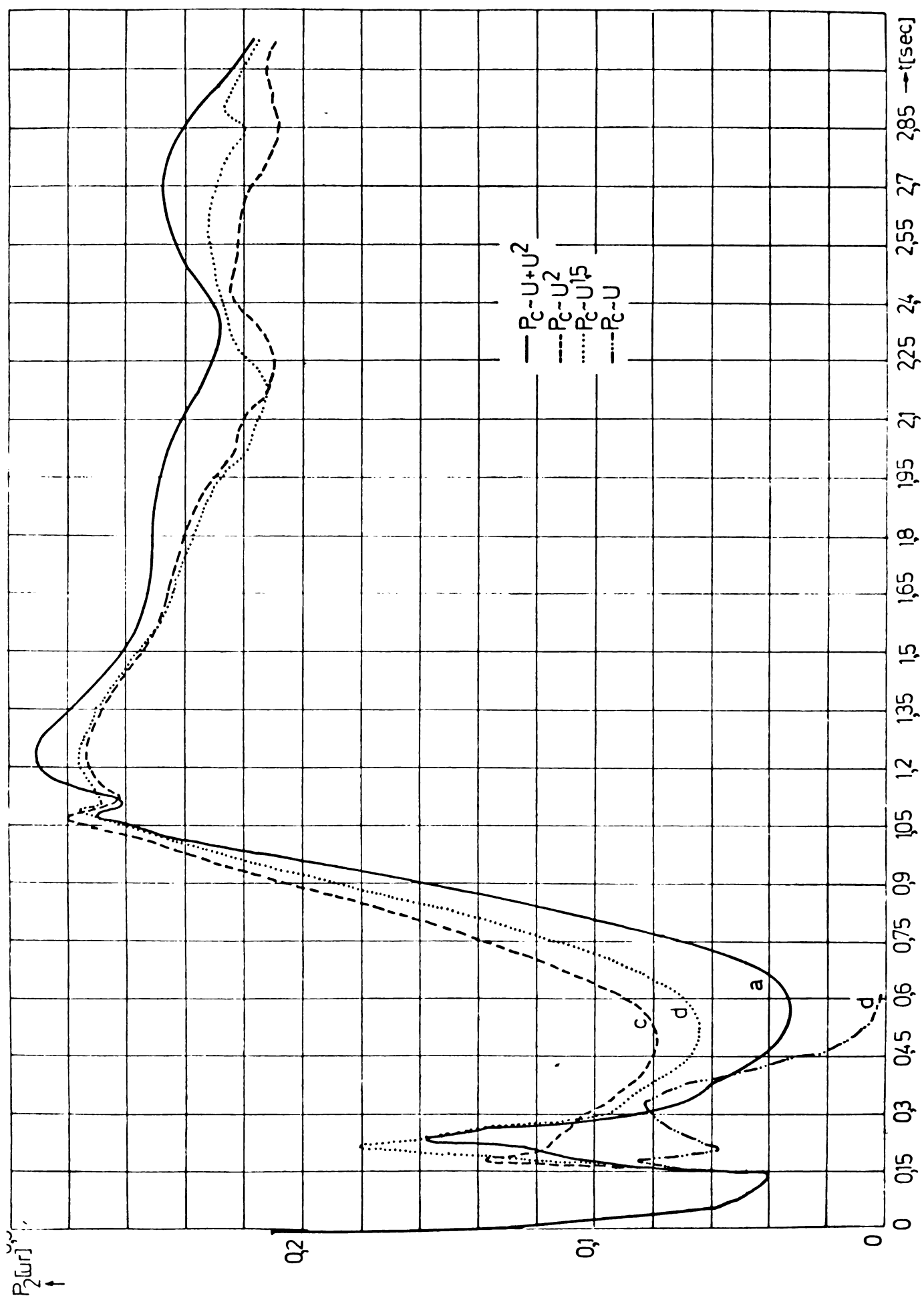


Fig 3.29. Variația puterii P_2 ; influența caracteristicii consumatorului în perioada de după avarie.

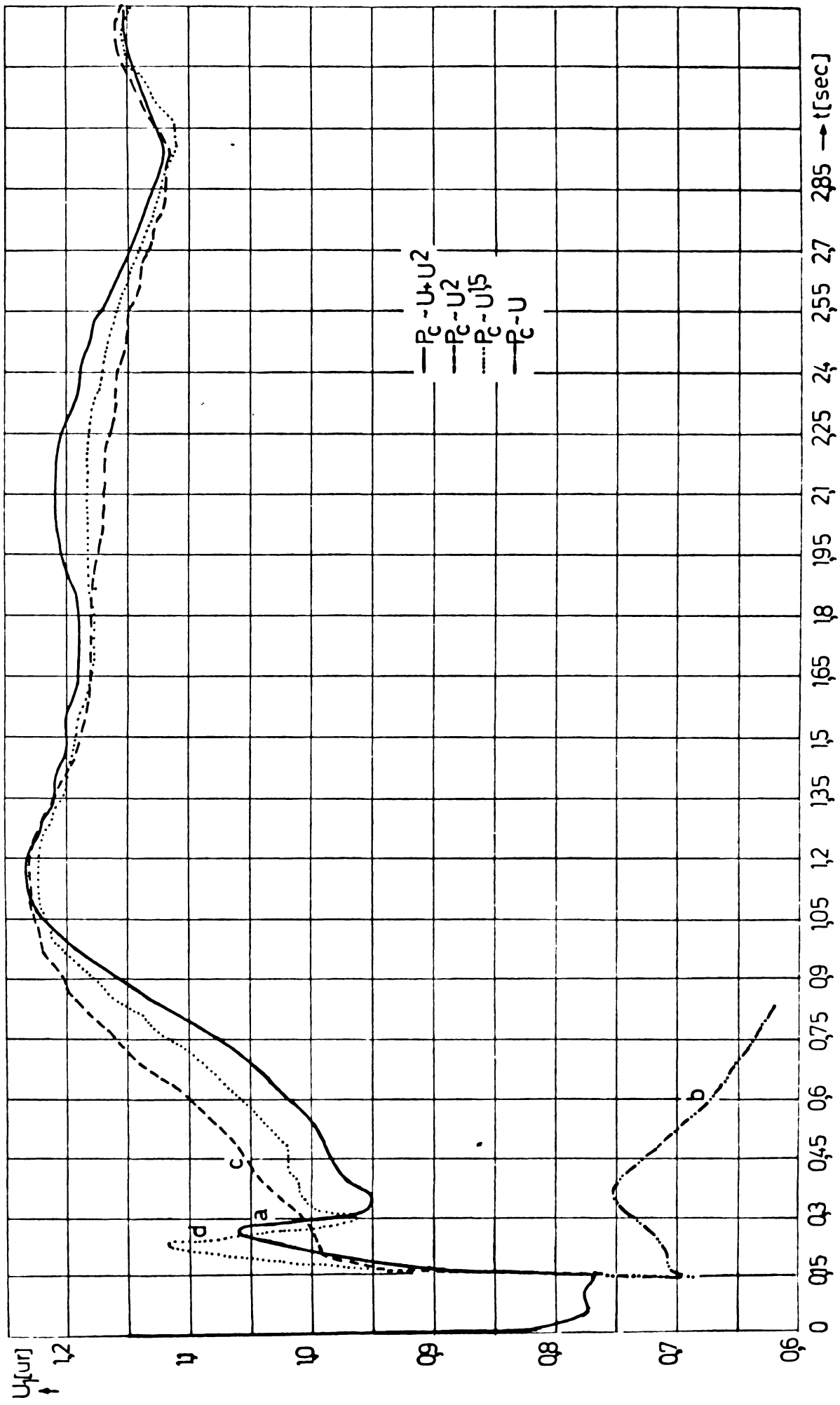


Fig 330. Variația tensiunii U_j ; influența caracteristicii consumatorului în perioada de după avarie.

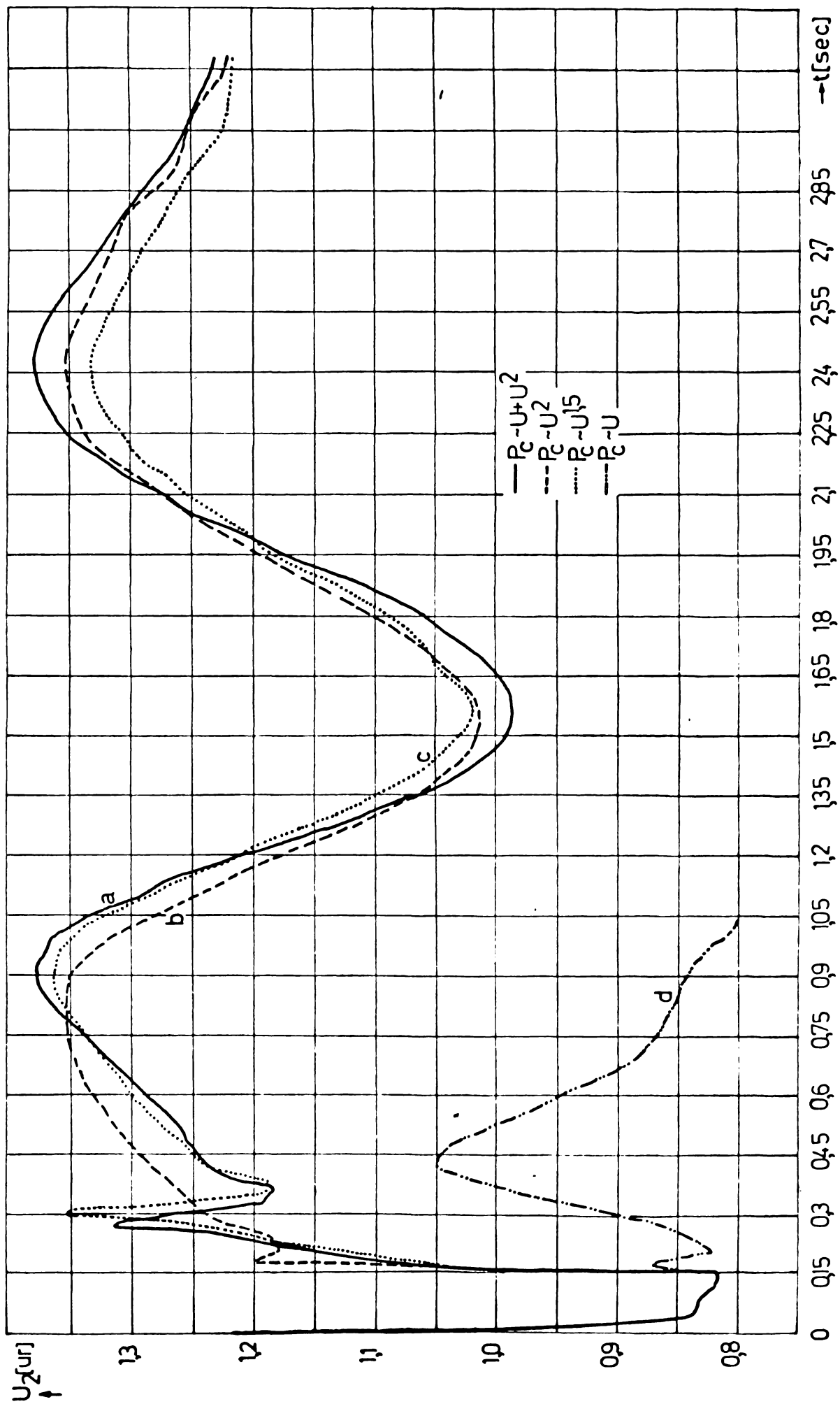


Fig.331. Variația tensiunii U_2 ; influența caracteristicii consumatorului în perioada de după avarie.

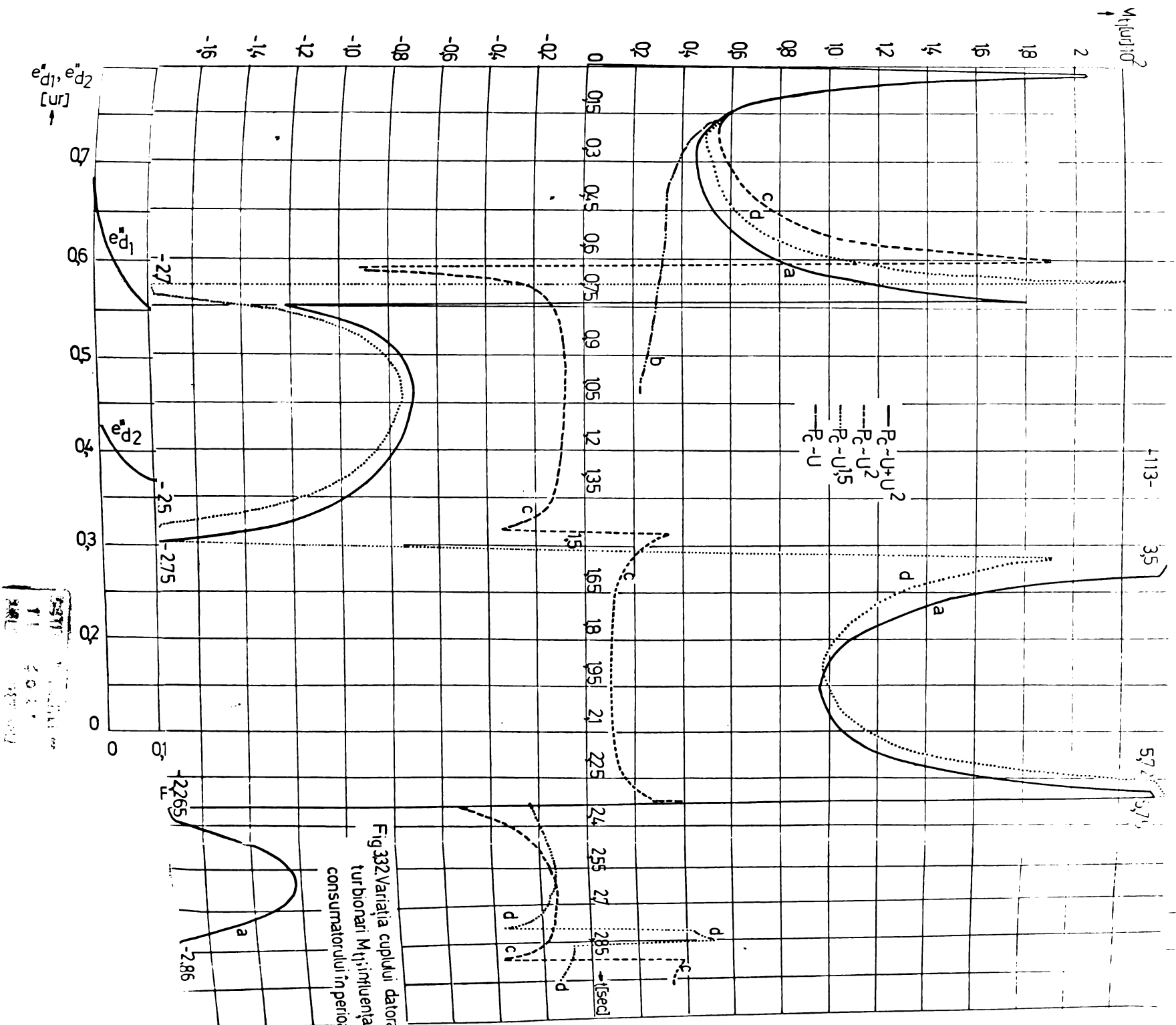


Fig. 332. Variația cuplului datorat curenților turbionari M_t ; influența caracteristicii consumatorului în perioada de după avarie.

02771
T 1
403
1960

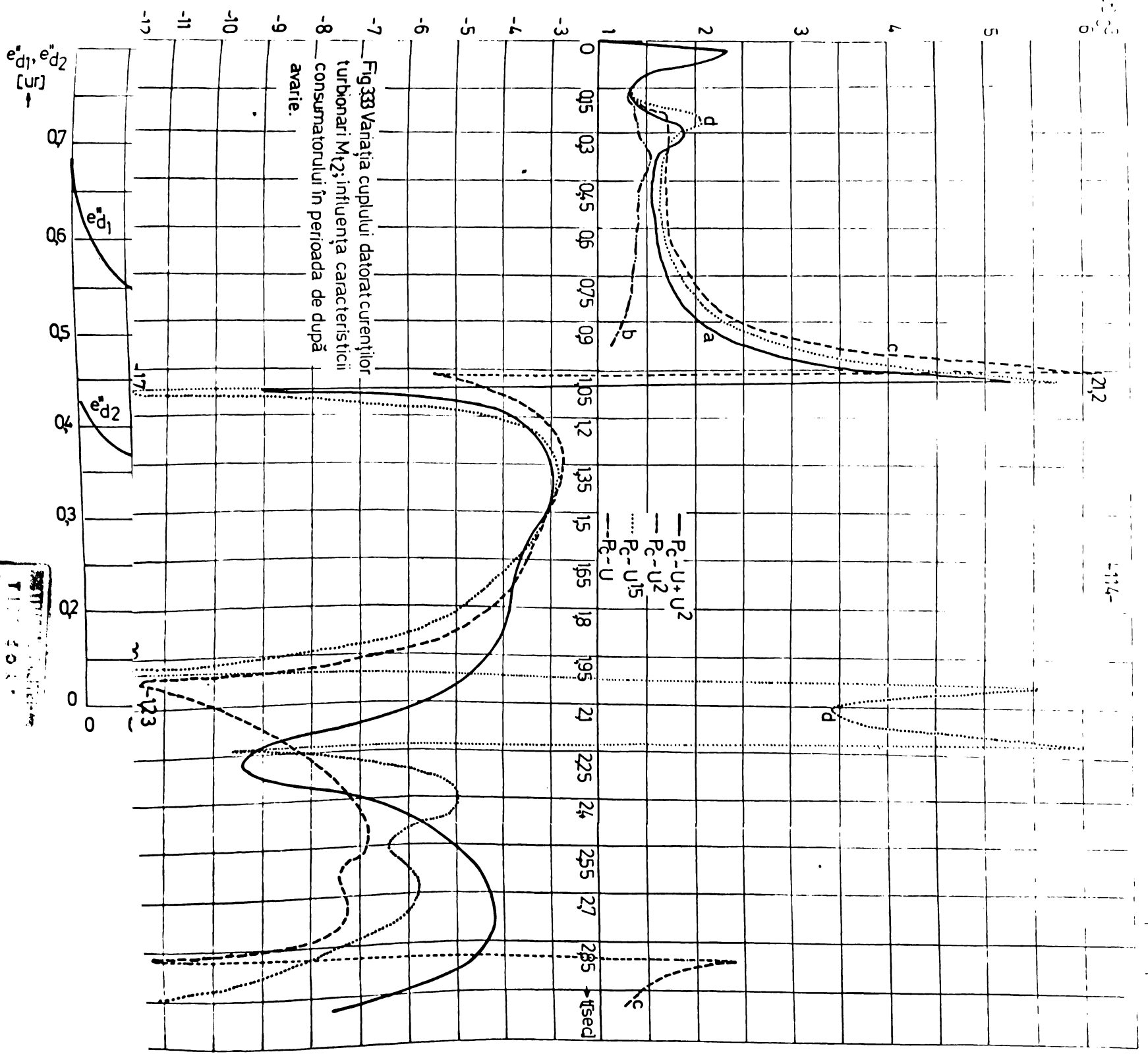


Fig.333 Variația cuplului datorat curenților turbionari M_2 ; influența caracteristicii consumatorului în perioada de după avarie.

INSTITUTUL DE RECHIZIȚII
TEHNOLOGICE
P.M.L.
București

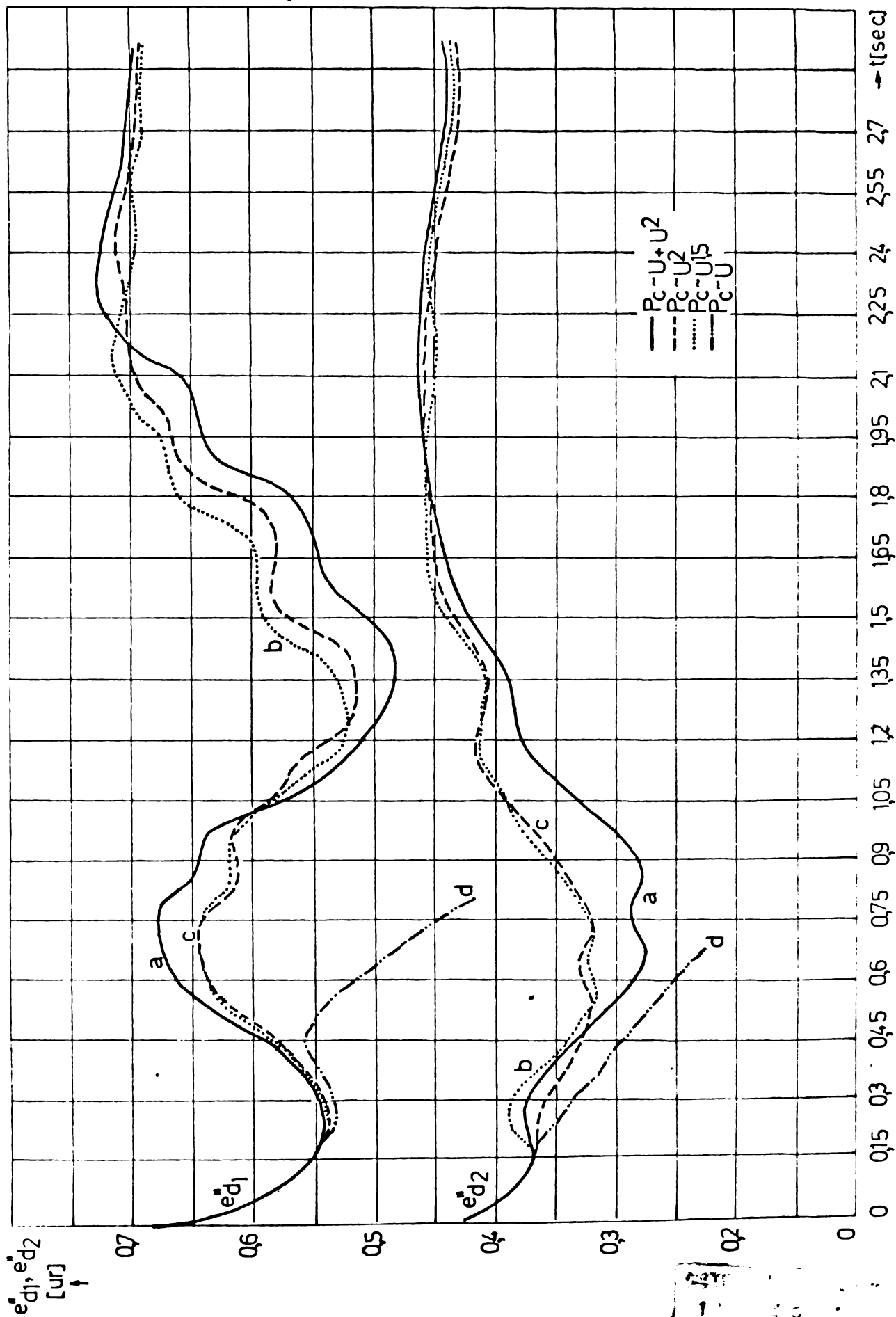


Fig.334. Variația tem e_{d1}, e_{d2} ; influența caracteristicii consumatorului în perioada de după avarie.

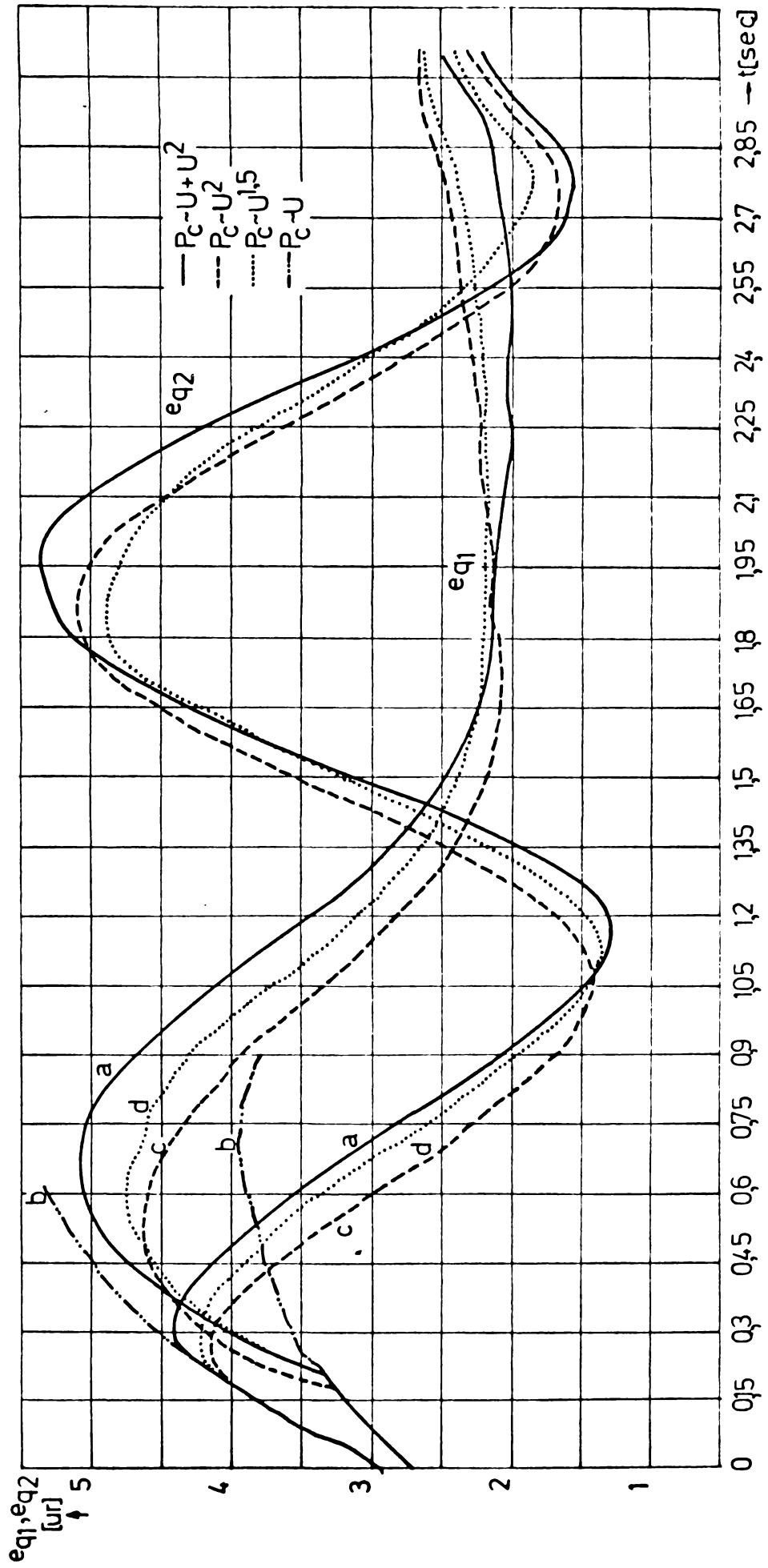


Fig.335. Variația tem eq_1, eq_2 ; influența caracteristicii consumatorului în perioada de după avarie.

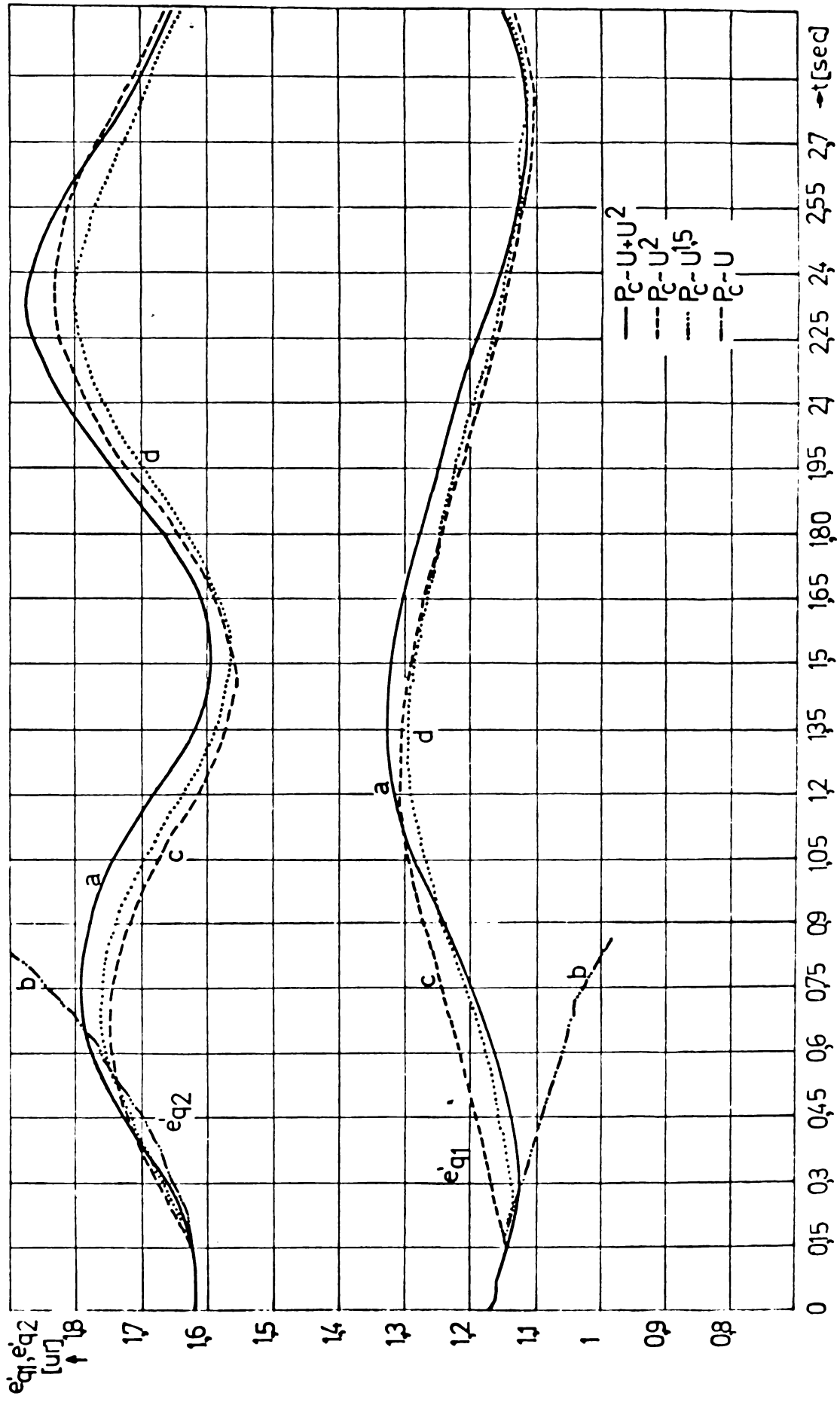


Fig.336. Variația tem e_{q1}, e_{q2} ; influența caracteristicii consumatorului în perioada de după avarie.

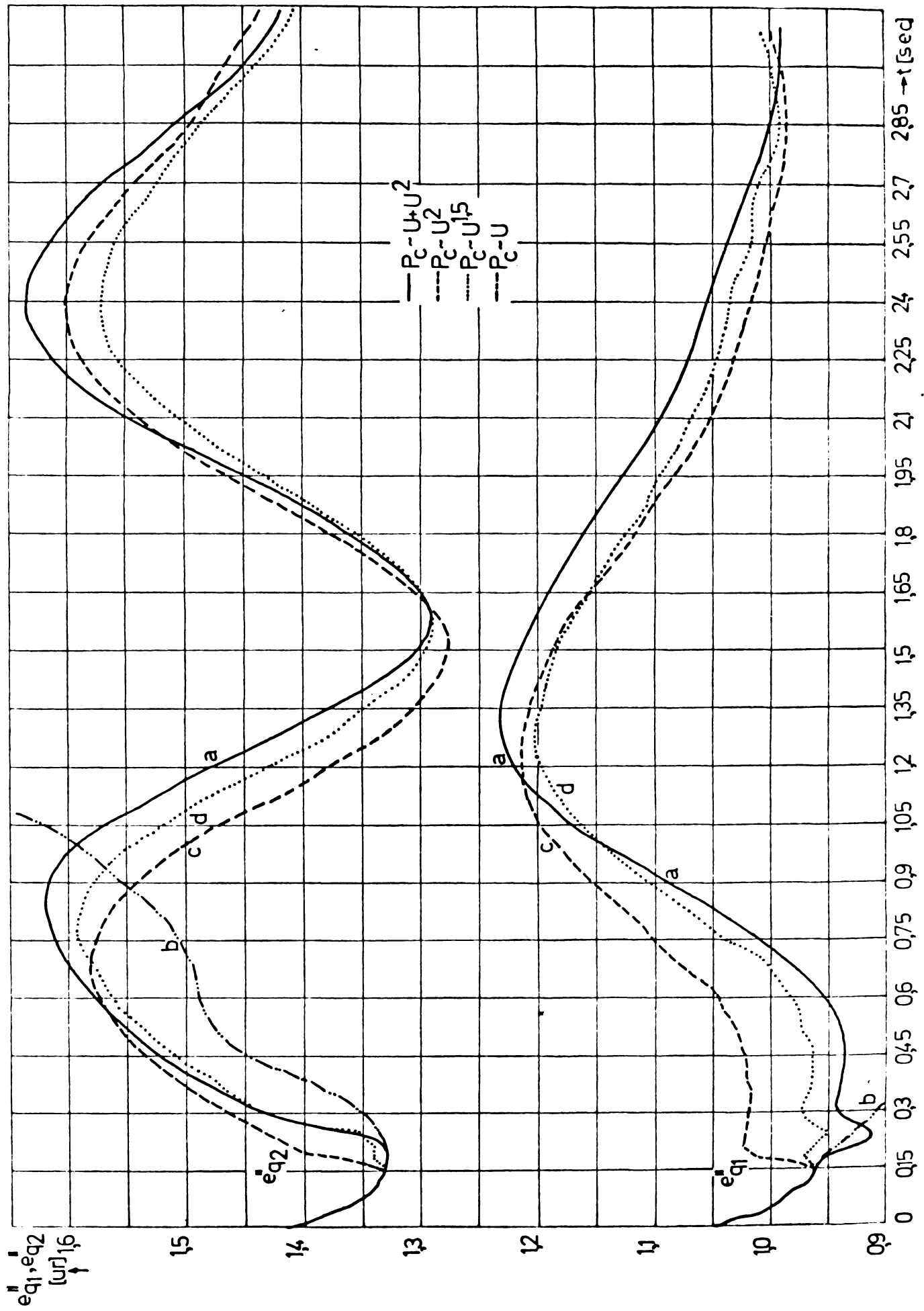
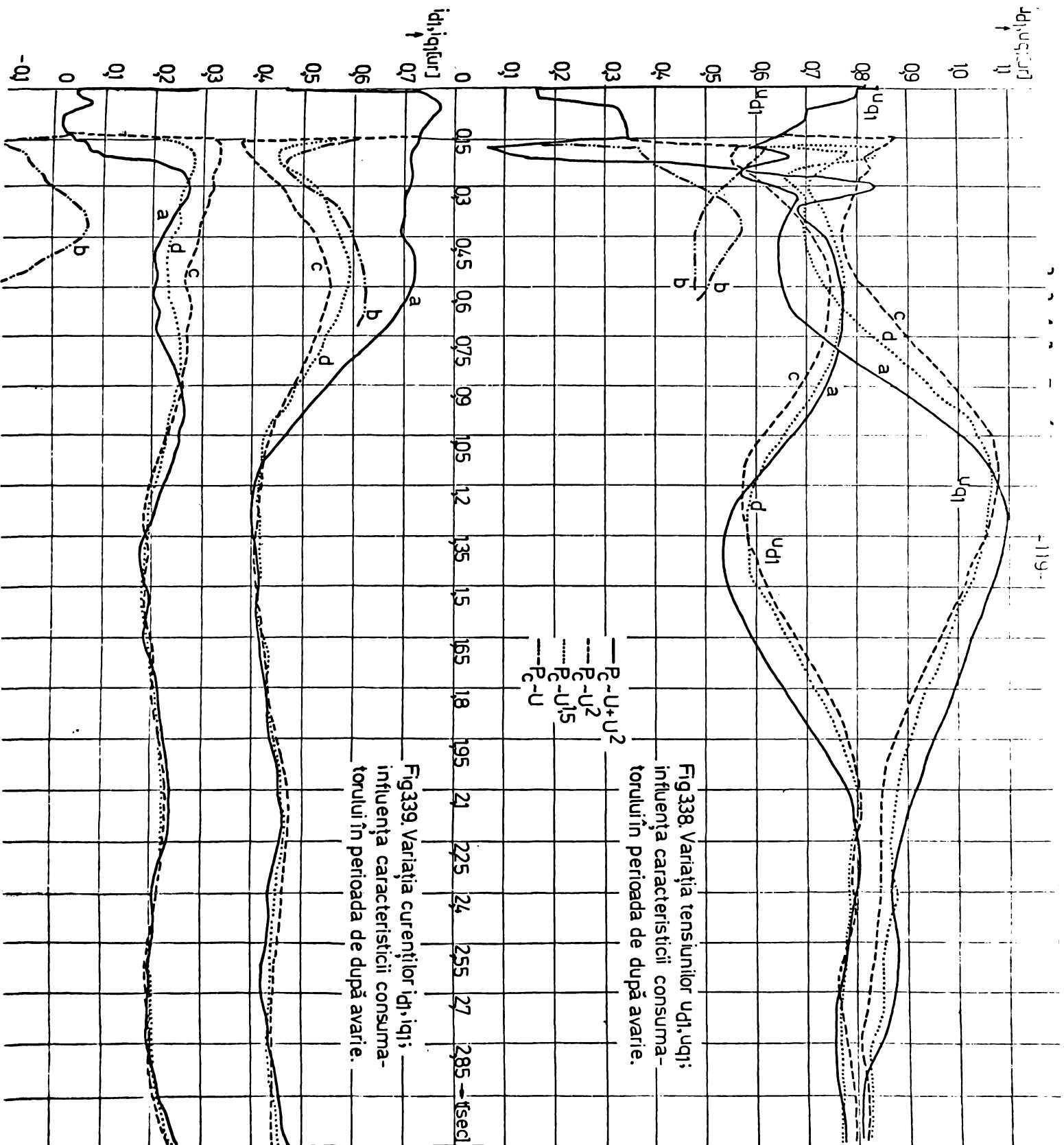
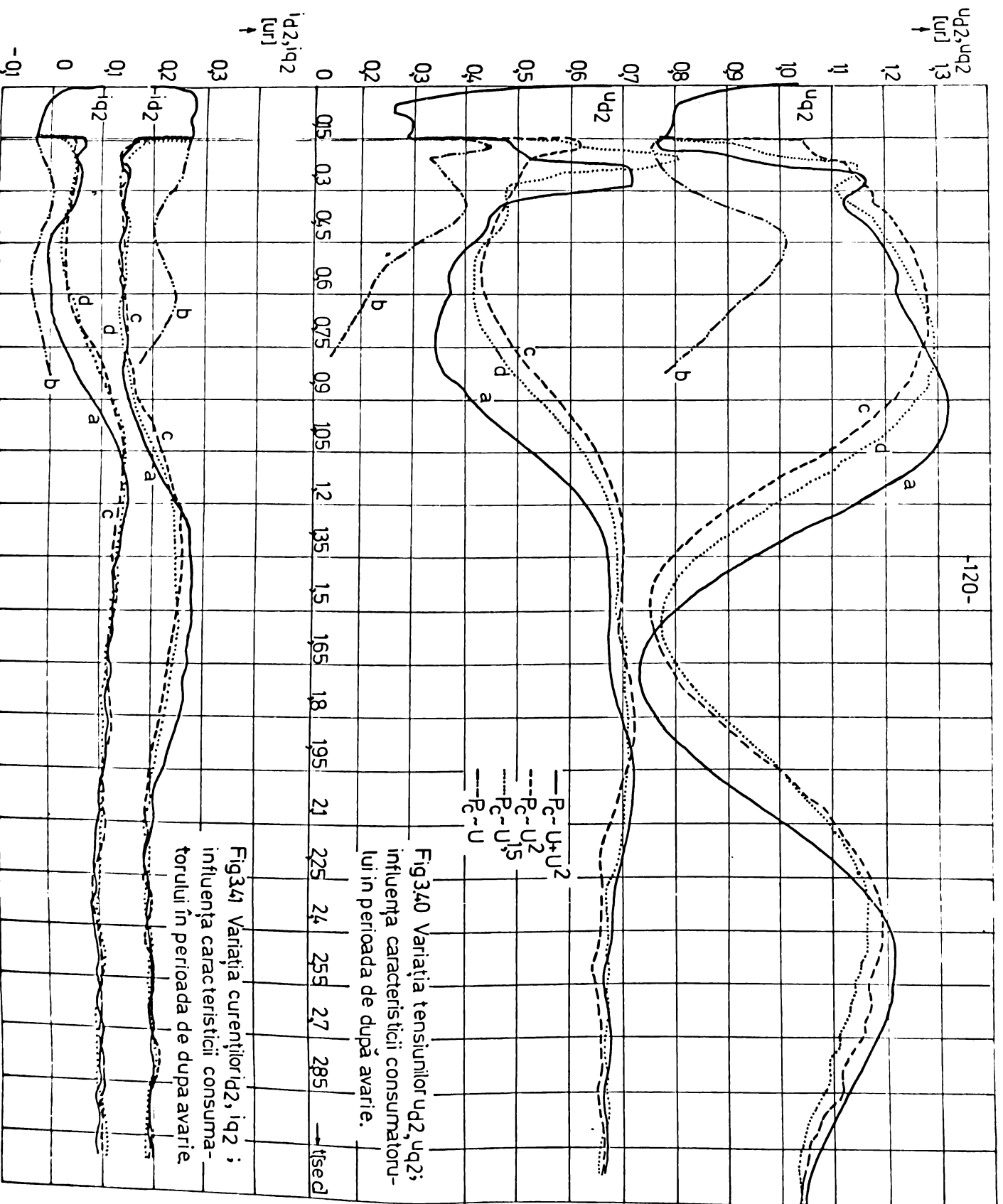


Fig.337. Variația e_{q1} , e_{q2} : influența caracteristicii consumatorului în perioada de după avarie.





Ca și la paragraful anterior se va considera variația fiecărei mărimi în parte. Astfel:

3.3.4.1. R_c (fig. 3.23). Rezistența echivalentă consumatorului scade continuu pe durata avariei, ajungînd la o valoare minimă, aproape de 0 la finele perturbației.

La eliminarea perturbației, în cazurile a/, d/, valoarea rezistenței "sare" la valori foarte apropiate de aceea corespunzătoare regimului normal, anterior producerii perturbației, iar după cîteva oscilații de mică amplitudine (sub 5 %), revine (după $t = 2,5$ secunde) practic la valoarea inițială. În cazul b/ rezistența R_c crește ceva mai lent, pînă la valoarea 0,67 (cu puțin mai mică decît 50 % din valoarea inițială), după care scade continuu ajungînd la 0,9 sec. practic nulă.

Prin urmare, gravitatea regimurilor de ST a SE imediat după eliminarea avariei va fi corespunzătoare următoarei succesiuni: c/, d/, a/, b/.

3.3.4.2. δ_{12} (fig. 3.24). Imediat după eliminarea perturbației vitezele de creștere a unghiului δ_{12} sînt a/. 4,02 rad/sec; b/. 5,53 rad/sec; c/. 2,2 rad/sec; d/. 3,5 rad/sec. În cazul b/. δ_{12} continuă să crească foarte rapid, simultan crește foarte mult și ω_1 (fig. 3.25). Fără îndoială stabilitatea tranzitorie a GS a SE este compromisă, iar pe de altă parte rezultatele obținute în continuare nu mai sînt certe, întrucît ω_1 se apropie și depășește valoarea limită impusă. Amplitudinea primei oscilații în cazul d/. este cu 20 % mai mare decît c/., iar în cazul a/. cu 37 % mai mare decît c/. și cu 24 % decît în cazul d/. Raportarea s-a făcut la amplitudinea de referință. În alternanța negativă situația este: d/., c/., a/. reducerea amplitudinii fiind de: a/. 25 %, c/. 1,25 %, d/. 22,5 %.

La noua alternanță pozitivă amplitudinile a/. și d/. sînt egale, de 9-10 ori mai mici decît amplitudinea anterioară și 57 % din amplitudinea c/. Înainte de $t = 3$ s, practic se poate aprecia că δ_{12} a/. s-a amortizat.

Prin urmare, deși la prima oscilație (cu excepția cazului b/. care duce la instabilitate) amplitudinea

..//..

amplitudine este determinată de variația a/., aceasta este aceea care se amortizează și cel mai repede.

3.3.4.3. ω_1 , ω_2 (fig.325,326). Variațiile celor două alunecări ω_1 și ω_2 s-au urmărit pe de o parte pentru a se corela cu variațiile cuplurilor datorate curenților turbionari, iar pe de altă parte pentru a nu se depăși valorile limită impuse prin ipotezele adoptate.

Se constată astfel că ω_1 prezintă oscilații continue: accelerări și frînări de amplitudine tot mai mică. Diferențele dintre c/. și d/. sînt foarte reduse, iar a/ rămîne cel mai dezavantajos pe întreaga durată considerată (exceptînd cazul b/).

În ceea ce privește ω_2 , imediat după eliminarea perturbației apare o frînare de scurtă durată, ce conduce la reducerea alunecării cu aproape 50 % față de valoarea obținută la finele perturbației (c/., d/.), urmată apoi de o accelerare pînă la $t \approx 0,6$ secunde. În continuare ω_2 scade, atîngînd după 1 secundă valori negative pe care practic le va menține pe toată durată considerată. Ca și la ω_1 , diferențele între c/. și d/. sînt relativ reduse (maxim 10 %) și mai pronunțate comparativ cu a/.

Amplitudinea maximă a oscilațiilor a/. este cu 24 % mai mare decît la d/, și cu 34 % față de cazul c/.

3.3.4.4. P_{m1} , P_{m2} (fig. 3.27). Pe durata avariei puterile mecanice scad, lent și foarte puțin pentru centrala A, rapid și mult pentru centrala B. După eliminarea perturbației puterea P_{m1} , continuă să scadă, practic cu aceeași viteză atîngînd un minim la 0,6 secunde de cca.90 % din valoarea inițială; cu ceva mai mic în cazul a/. și mai mare în cazul d/. Apoi, după o oscilație a cărei amplitudine nu depășește 10 % din valoarea nominală P_{m1} scade lent, după 2,5 secunde fiind practic amortizată.

P_{m2} crește imediat după eliminarea perturbației, mai puțin în cazul a/. și mai mult în cazurile c/. și d/. Această creștere durează puțin, cca.0,1 secunde, urmînd o scădere lentă pînă la $t = 0,6$ secunde, valorile minime atinse

..//..

fiind aproape identice cu acelea de la finele perturbației. După 0,6 secunde urmează o creștere mai rapidă a lui P_{m_0} (comparativ cu P_{m_1}) pînă la $t = 1,2$ secunde, atingîndu-se un maxim a cărui valoare este cu 35 % mai mare decît valoarea nominală și ce descrește apoi lent apropiindu-se de valoarea nominală după cîteva oscilații de amplitudine foarte redusă. După $t = 1,2$ secunde, diferențele dintre valorile a/., c/., d/., sînt reduse.

3.3.4.5. P_1, P_2 (fig. 3.28). P_1 prezintă o creștere bruscă în momentul eliminării perturbației pentru c/, d/ și o scădere pentru c/., b/., urmate imediat însă de un "salt" mai mare pentru a/ și mult mai redus pentru b/. În continuare oscilațiile lui P_1 concordă în bună parte pentru a/., c/, d/ cu excepția acelor "vîrfuri" ușor decalate între ele. În cazul b/ se constată o creștere mai lentă pînă la un maxim (cca. 83 % din valoarea nominală) la $t \approx 0,5$ secunde, urmat apoi de o scădere pronunțată.

P_2 "sare" în momentul eliminării perturbației, urmat imediat apoi. Mărimea "saltului" este în d/. 85 %, a/. 75 %, c/. 66 % și b/. 40,5 %. Urmează apoi o scădere pînă la un minim (pentru $t = 0,5 \div 0,6$ secunde) de 37 % pentru c/., 30 % pentru d/., 16 % pentru a/ și aproape nul pentru b/., urmată de o creștere pronunțată pentru c/., d/., a/ pînă la un maxim ce practic concordă pentru cele trei variații și are valoarea cu 30 % mai mare decît aceea nominală.

Urmează apoi oscilații mai lente, care după 2,8 secunde tind spre valoarea nominală; mai repede pentru c/ și d/ și mai încet pentru a/.

3.3.4.6. U_1, U_2 (fig. 3.29, 3.30). La eliminarea perturbației tensiunile la bornele centralelor prezintă un "salt" pentru cazurile a/., c/., d/., mai pronunțat pentru hidrocentrală și mai redus pentru termocentrală. Pentru fiecare dintre cele două centrale "saltul" este mai mare în cazul d/., urmînd a/ și c/. "Saltul" este urmat de o scădere bruscă la cca. 65 % pentru U_1 și 96 % pentru U_2 ; apoi variația continuă mai lent sub forma unor oscilații reduse pentru U_1 și mai pronunțate pentru U_2 . Pe porțiunea $0,5 \div 1$ secunde c/. conduce la valori

..//..

mai mari decît d/ (cu cc 4 %) și a/. (cu cc 3,6 %) pentru U_1 și (cu cc 3 %) pentru U_2 . Pentru $t > 1$, diferențele dintre a/., c/., d/., devin mai mici, sub 3 %. În continuare se pot face aceleași observații ca și la paragraful anterior.

3.3.4.7. M_{t_1} , M_{t_2} (fig.332,333). Variația în timp a cuplurilor datorate curenților turbionari diferă la cele două GS (echivalente), ea deprinzînd de variația tensiunii (inducției în întrefier) și de evoluția alunecării. Totuși la prima oscilație se constată o concordanță bună pentru evoluțiile celor două cupluri, mai lentă pentru M_{t_2} și extinsă după 1 secundă, față de aceea a lui M_{t_1} , mai pronunțată și restrînsă la cca. 0,75-0,8 secunde. Succesiunea valorilor cuplurilor pe aceste intervale este c/., d/., a/., adică tocmai invers ca la ω_1 .

În continuare pentru M_{t_1} se constată o repartiție oarecum uniformă a valorilor > 0 și < 0 , cazul c/. determinînd valorile minime (în modul), iar pentru M_{t_2} o repartiție ponderată spre valorile negative, valorile cele mai mici ale cuplului (în modul) fiind în medie oferite de variația a/.

Cu excepția ultimei jumătăți de secundă, valorile lui M_{t_1} sînt superioare celor ale lui M_{t_2} .

Oricum, dacă există o repartiție neuniformă a oscilațiilor hidrogeneratorului, acestea va fi accentuată și mai mult de prezența cuplurilor datorate curenților turbionari.

3.3.4.8. e_{d_1}'' , e_{d_2}'' (fig. 3.34). Fără a repeta cele arătate la paragraful anterior, variația t.e.m. e_{d_1}'' concordează foarte bine pentru cazurile a/ și d/. în prima jumătate a intervalului, apărînd o diferență sensibilă în intervalul 1,4-2,35 secunde (cca. 6,5 %). Deși la prima oscilație diferența dintre variațiile c/ și a/. respectiv d/. ajunge pînă la 6 %, după 2,3 secunde amortizarea decurge la fel.

La e_{d_2}'' evoluția decurge diferit de aceea a lui e_{d_1}'' . Variațiile d/ și c/. concordează foarte bine pe toată durata intervalului și diferă de c/., mai sensibil în prima jumătate a intervalului (abaterea maximă ajunge la 13 %).

După $t = 2$ secunde se poate vorbi practic de o amortizare a oscilațiilor lui e_{d_2}'' .

..//.

3.3.4.9. e_{q_1} , e_{q_2} (fig. 3.35). Variațiile t.e.m. e_q diferă pentru cele trei ramuri a/., c/., d/. (firește și b/. care nu este luat în considerare, datorită faptului că ST a GS este compromisă), diferența fiind mai pronunțată la termocentrală în prima parte a regimului dinamic, iar în a doua jumătate a intervalului la hidrocentrală. Astfel, diferențele maxime sînt pentru e_{q_1} de 10 % între a/. și d/. și de 17 % între a/. și c/., iar pentru e_{q_2} de 12 % între a/. și d/. și de 10 % între a/. și c/. În primă oscilație, valorile maxime sînt asigurate de variația a/., iar cele minime de c/.

3.3.4.10 e'_{q_1} , e'_{q_2} (fig. 3.36). Variațiile a/. și d/. ale lui e'_{q_1} , concordă relativ bine pentru $t > 1$ secundă, dar pe durata primei oscilații apar abateri de pînă la 3,6 %; în schimb, aici concordă foarte bine variațiile c/. și d/. Pentru $t > 2,5$ secunde dispar practic diferențele între cele trei variații (a/.; c/.; d/.).

Pentru e'_{q_2} se constată o bună concordanță pentru toate cele patru cazuri (a/.; b/.; c/.; d/.) imediat după eliminarea perturbației, urmată însă după o perioadă de secunde de o diferențiere între toate cele trei cazuri a/.; c/.; d/. Diferențele nu sînt însă mari, nedepășind 4 %.

Astfel, se poate aprecia că, cu erori de pînă la 4 % variațiile t.e.m. e'_q pentru cazurile a/.; c/.; d/.; sînt practic identice pe durata regimului tranzitoriu.

3.3.4.11. e''_{q_1} , e''_{q_2} (fig. 3.37). Variațiile t.e.m. prezintă diferențe între cazurile a/.; b/.; c/.; d/., atît sub aspectul valorilor, cît și sub aspectul succesiunii lor, constatîndu-se o intervertire a acestora pe parcursul procesului tranzitoriu. Astfel, pentru e''_{q_1} și $t < 1$ secundă, succesiunea valorilor (în ordine crescătoare) este a/.; d/.; c/.; remarcîndu-se o diferență sensibilă între c/. pe de o parte și variațiile a/. și d/. pe de altă parte (6 % față de d); și 10 % față de a/. - valori medii). După $t > 1,5$ secunde succesiunea valorilor lui e''_{q_1} este: c/.; d/.; a/., abaterile dintre valori fiind în medie de 4 %.

În cazul t.e.m. e''_{q_2} se constată o intervertire continuă între valori: c/.; a/.; d/. pentru $t < 0,7$ secunde;

• ..//..

a/.; d/.; c/. pentru $0,6 < t < 1,5$ secunde, c/.; a/.; d/. pentru $1,5 \leq t < 2,1$ secunde; a/.; c/.; d/. pentru $2,1 \leq t < 2,9$ secunde.

Diferențele dintre valori, deși oarecum mai uniforme nu depășesc 5 %.

3.3.4.12. U_{d1}, U_{q1} (fig. 3.38). În momentul producerii perturbației, se constată o scădere foarte pronunțată a lui U_{d1} la cca.19 % din valoarea inițială și relativ lentă a lui U_{q1} cu cca.4 %. În continuare, pe durata perturbației U_{d1} prezintă o creștere cu oscilații ce ating după deconectare valori apropiate de acelea anterioare perturbației. Urmează o oscilație lentă, de amplitudine maximă, egală cu 29 % pentru c/. și d/. și 35 % pentru a/. După $t = 2,1$ secunde U_{d1} se amortizează practic, iar diferențele între cele trei variații a/.; c/.; d/. devin insignificabile. Între 1,25÷2 secunde se remarcă însă o diferență pronunțată (în medie de cca. 9 %) între variația lui a/. pe de o parte și c/., d/. pe de altă parte. U_{q1} prezintă și oscilații la eliminarea perturbației, mai pronunțate în cazul d/. și mai reduse în cazurile c/. și a/. După 0,5 secunde maxime corespunzător minimului lui U_{q1} ce nu diferă între ele cu mai mult de 2 %. La prima oscilație, valorile lui U_{q1} diferă între ele cu cca.10÷11 %. Se remarcă în plus, că la câteva momente după eliminarea perturbației tendințele de variație sînt oarecum inverse față de valoarea nominală, anterioară producerii perturbației. După 2,2 secunde și U_{q1} se amortizează în ordinea c/.; d/.; a/. Oricum, trebuie menționat faptul că dacă pe durata perturbației modificarea lui U_{d1} este mult mai pronunțată decât U_{q1} , după eliminarea perturbației ambele tensiuni oscilează în aceeași măsură, dar în sensuri diferite.

3.3.4.1 . i_{d1}, i_{q1} (fig. 3.39). Pe durata avariei cele două componente ale curenților i_i , adică i_{d1} și i_{q1} prezintă în primul moment o variație bruscă, urmată de una lentă pînă la finele perturbației. Astfel, i_{d1} crește cu 57%, iar i_{q1} scade la aproape 14 % din valoarea nominală, anterioară producerii perturbației. În continuare variațiile sînt oarecum simetrice, dar în opoziție, astfel încît creșterea unei componente este compensată de scăderea celeilalte. Ca urmare,

..//..

practic pe durata perturbației curentul va rezulta de valoare constantă (condiție de fapt impusă). La eliminarea perturbației se produce un "salt de revenire" a curenților, diferit atât ca mărime cât și ca viteză pentru cele trei variații a/. c/.; d/. (cazul b/. nu se mai ia în considerare) succesiunea (în ordine crescătoare) fiind a/.; d/.; c/. Abaterile sînt în medie în jur de 5-6 % pentru I_{d1} și 10-13 % pentru I_{q1} . După 1 secundă de la eliminarea perturbației variația celor doi curenți este foarte redusă și lentă, aproape identică pentru cele 3 variații, dar important de menționat - analoagă pentru ambii curenți. Deci condiția de curent constant nu mai este îndeplinită.

3.3.4.14. U_{d2} , U_{q2} (fig. 3.40). În momentul producerii perturbației ambele tensiuni scad relativ brusc. U_{d2} se reduce la 37,6 % din valoarea nominală, iar U_{q2} la 77,5 %. Deci, scăderea lui U_{d2} este dublă față de aceea a lui U_{q2} . La eliminarea perturbației, "salturile de revenire" a tensiunilor sînt aproximativ identice pentru U_{q2} corespunzător celor 3 variații și ușor decalate în timp. În schimb, sînt mult diferite pentru U_{d2} : 133 % pentru d/.; 109,3 % pentru a/. și 92,2 % pentru c/- După acest "salt" se constată o creștere lină pentru U_{q2} , urmată de o oscilație pronunțată și de aceeași amplitudine ca și pe durata avariei, dar pe perioadă mult mai mare. După 3 secunde variația lui U_{q2} este practic amortizată. Pe întreaga durată post avarie se constată o diferență sensibilă între valorile furnizate de cele trei variații a/.; c/., d/.

Valorile determinate de a/. sînt ca amplitudine mai mari decît cele date de c/. sau d/. În plus, apare și o deplasare în timp a oscilațiilor, mai pronunțată tot pentru c/. Astfel, abaterile valorilor lui U_{q2} date de a/. sînt cu 5-9 % mai mari decît cele date de d/. și cu 4-24 % mai mari decît cele date de c/. Intervalul de timp în care se resimte cel mai mult influența caracteristicilor de sarcină este cel pentru t cuprins între (0,8-2,3) secunde.

După "saltul de revenire", tensiunea U_{d2} scade brusc, iar apoi continuă lent pînă la $t = 0,55$ s pentru c/.; 0,6 s pentru d/. și 0,78 s pentru a/. Urmează o creștere mai

..//..

accentuată pînă la $t = 1,25 \div 1,3$ secunde, urmată de cîteva oscilații foarte reduse și lente în jurul valorii nominale. După același moment, practic nu se constată nici diferențe între valorile oferite de cele 3 variații. În schimb, ele sînt foarte pronunțate pe durata $0,35 \div 1,2$ secunde. Astfel, abaterile valorilor lui U_{d2} date de a/. sînt cu $6 \div 23$ % mai mici decît cele date de d/. și $10 \div 30$ % mai mici decît cele date de c/.

De remarcat că pe durata imediat premergătoare eliminării perturbației pînă la $t = 1,2$ secunde, tensiune U_{d2} și U_{q2} variază în opoziție. Aceasta se datorește existenței unei simetrii subtranzitorii după cele două axe magnetice ale hidrogenatorului.

În cazul turbogeneratorului simetria era aproape completă.

3.3.4.15. \dot{I}_{d2} , \dot{I}_{q2} (fig. 3.41). În primele momente ale producerii perturbației, curenții \dot{I}_{d2} și \dot{I}_{q2} suferă o modificare bruscă. \dot{I}_{d2} crește cu 47 %, iar \dot{I}_{q2} scade cu 64 % față de valorile nominale, anterior producerii perturbației. Pe durata perturbației curenții scad, \dot{I}_{d2} mai lent, iar \dot{I}_{q2} mai brusc. La dispariția perturbației apar "salturi" diferite ca viteză, dar practic de aceeași mărime pentru a/., c/., d/. În continuare, variațiile curenților sînt lente și practic după 2 secunde ele pot fi considerate ca amortizate. Se constată o bună concordanță între cele 3 variații, mai puțin pe intervalul $1,3 \div 1,9$ secunde pentru \dot{I}_{d2} și $0,4 \div 1,15$ secunde pentru \dot{I}_{q2} . În plus, diferențe apar și în momentele imediat următoare deconectării avariei.

3.3.5. Influența valorii timpului de lansare al grupurilor generatoare din centrale, asupra ST a SE

Fără a mai insista asupra problemelor teoretice cunoscute, în prezentul paragraf se va analiza influența cantitativă a valorilor timpilor de lansare a celor două generatoare (centrale), asupra oscilațiilor electromecanice a GS în cursul regimului tranzitoriu cauzat de șocul de putere.

..//..

În acest scop s-au determinat și reprezentat grafic variația în timp a următoarelor mărimi:

1/. Unghiul dintre axele "q" a celor două generatoare (echivalente) δ_{12} , pentru următoarele perechi de valori a timpilor de lansare a turbogeneratoarelor (T), respectiv a hidrogeneratoarelor (H) (fig. 3.42):

- a/. $T_T = 8 \text{ s}$, $T_H = 8 \text{ s}$
- b/. $T_T = 6 \text{ s}$, $T_H = 12 \text{ s}$
- c/. $T_T = 6 \text{ s}$, $T_H = 10 \text{ s}$
- d/. $T_T = 6 \text{ s}$, $T_H = 8 \text{ s}$

2/. Alunecările generatoarelor ω_1 (fig. 3.43) și ω_2 (fig. 3.44).

3/. Puterile mecanice P_{m_1} și P_{m_2} (fig. 3.45).

4/. Tensiunile la bornele centralelor U_1 și U_2 (fig. 3.46).

Mărimile 2/; 3/; 4/ s-au reprezentat numai pentru a/; b/; d/.

În cele ce urmează vor fi analizate pe rînd variația fiecărei din mărimile menționate mai sus. Astfel:

3.3.5.1. δ_{12} (fig. 3.42). Drept referință se consideră variația d/, corespunzătoare sistemului adoptat la 3.4.1. Față de această variație, la creșterea timpului de lansare al turbogeneratoarelor la 8 secunde (a), deci cu 33,33 %, amplitudinea primei oscilații crește numai cu 3,7 % (alternanța pozitivă), iar în alternanța negativă cu 6,3 %. În schimb, la a doua oscilație, amplitudinea alternanței negative este dublă, amortizarea survenind cu mult după 3 secunde. Simultan se constată și o creștere a perioadei oscilației.

În cazul c/, adică la creșterea timpului de lansare al hidrogeneratoarelor la 10 secunde, deci cu 25 %, amplitudinea pozitivă a primei oscilații crește cu 24,5 %, a celei negative cu 12,5 %, iar la a doua oscilație amplitudinea se micșorează cu 33,3 %, facilitînd astfel amortizarea oscilațiilor electromecanice dintre mașini. Creșterea în continuare a timpului de lansare al hidrogeneratoarelor la 12 secunde (b) deci cu încă 25 % mărește foarte puțin amplitudinea oscilații-

..//..

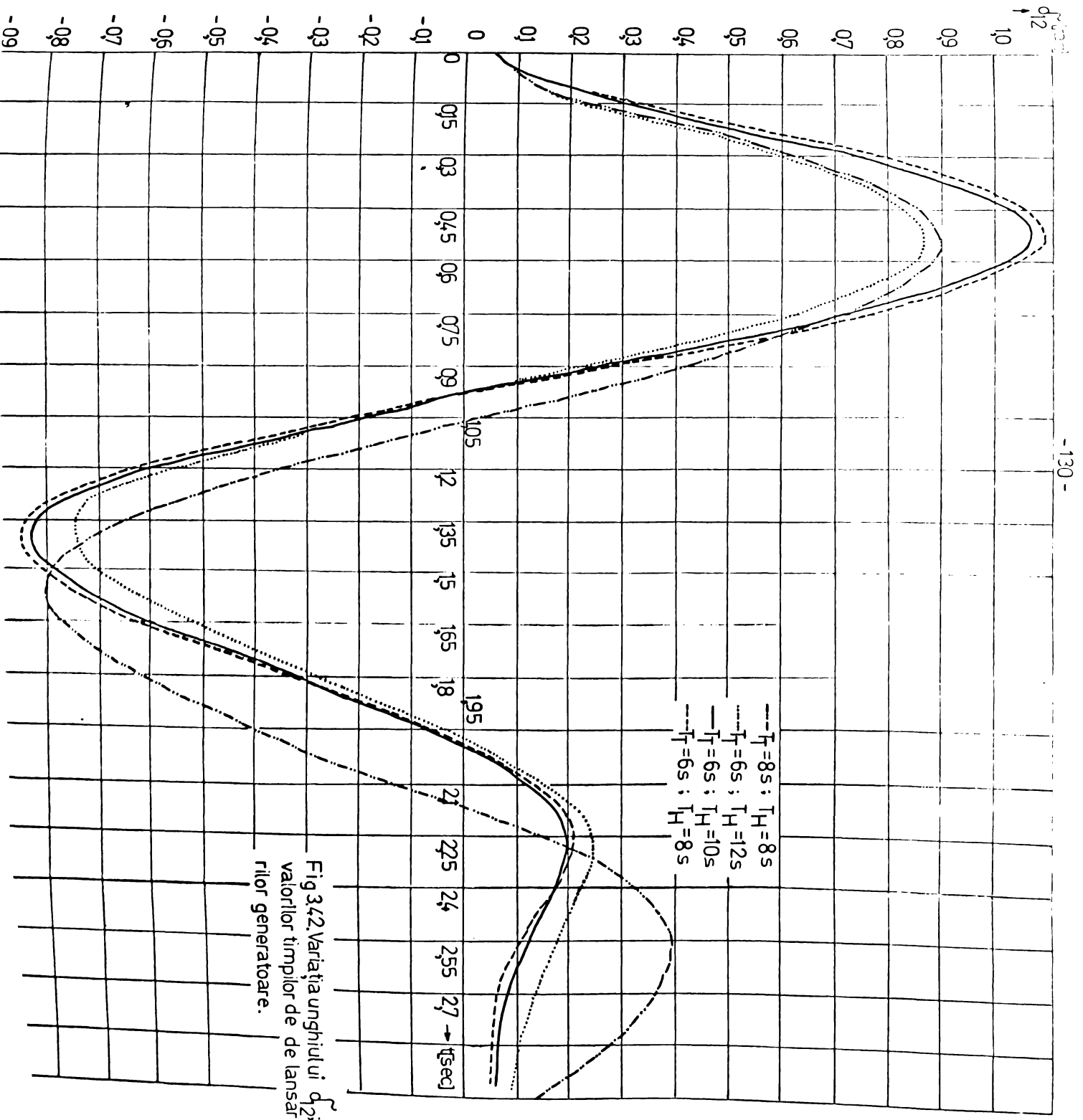


Fig.3.42. Variația unghiului α_{12} în funcție de valoarea timpilor de lansare a grupurilor generatoare.

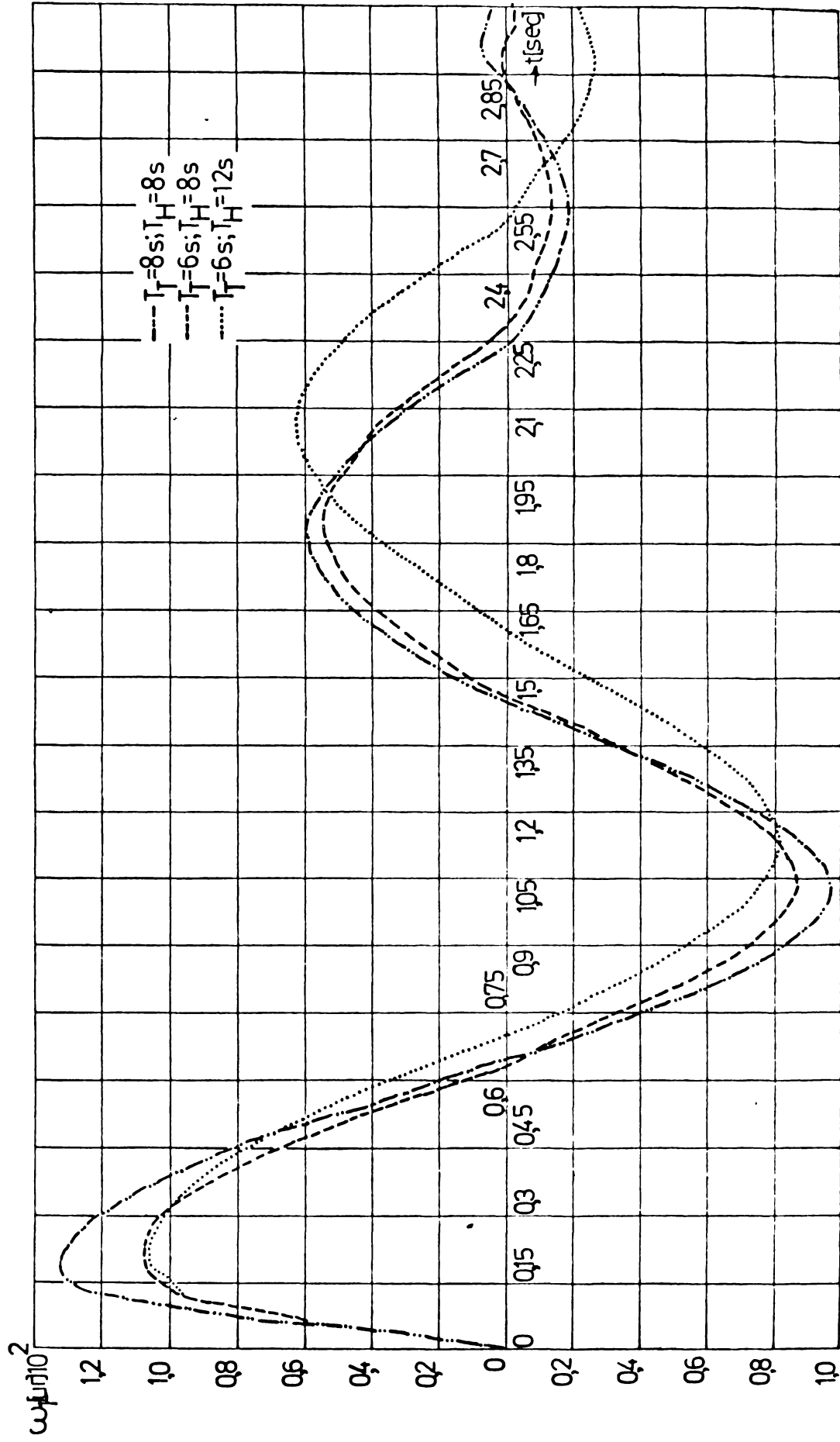


Fig3.43 Variația lui ω_1 ; influența valorilor timpilor de lansare a grupurilor generatoare.

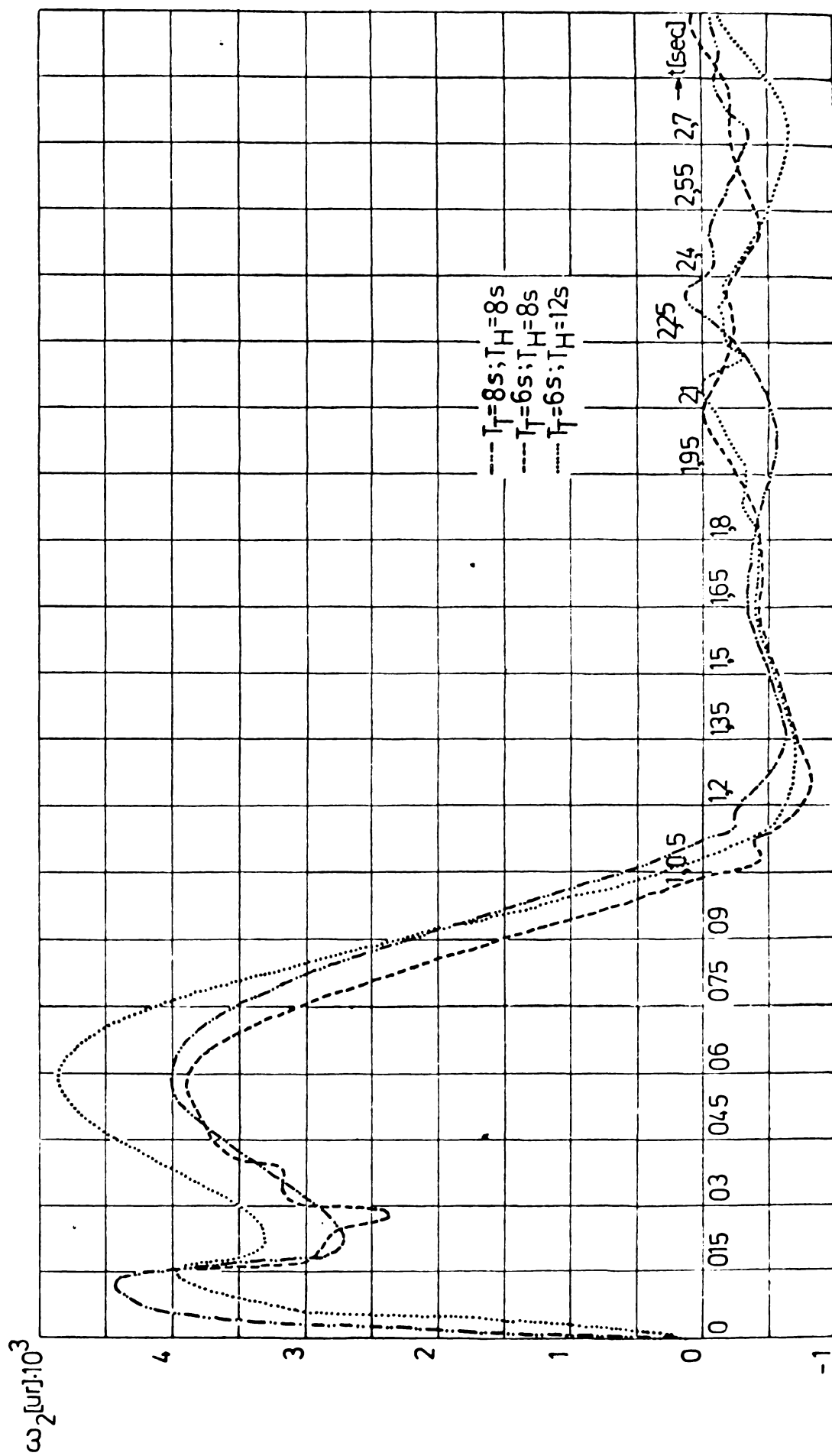


Fig 3.44 Variația lui ω_2 ; influența valorilor timpilor de lansare a grupurilor generatoare.

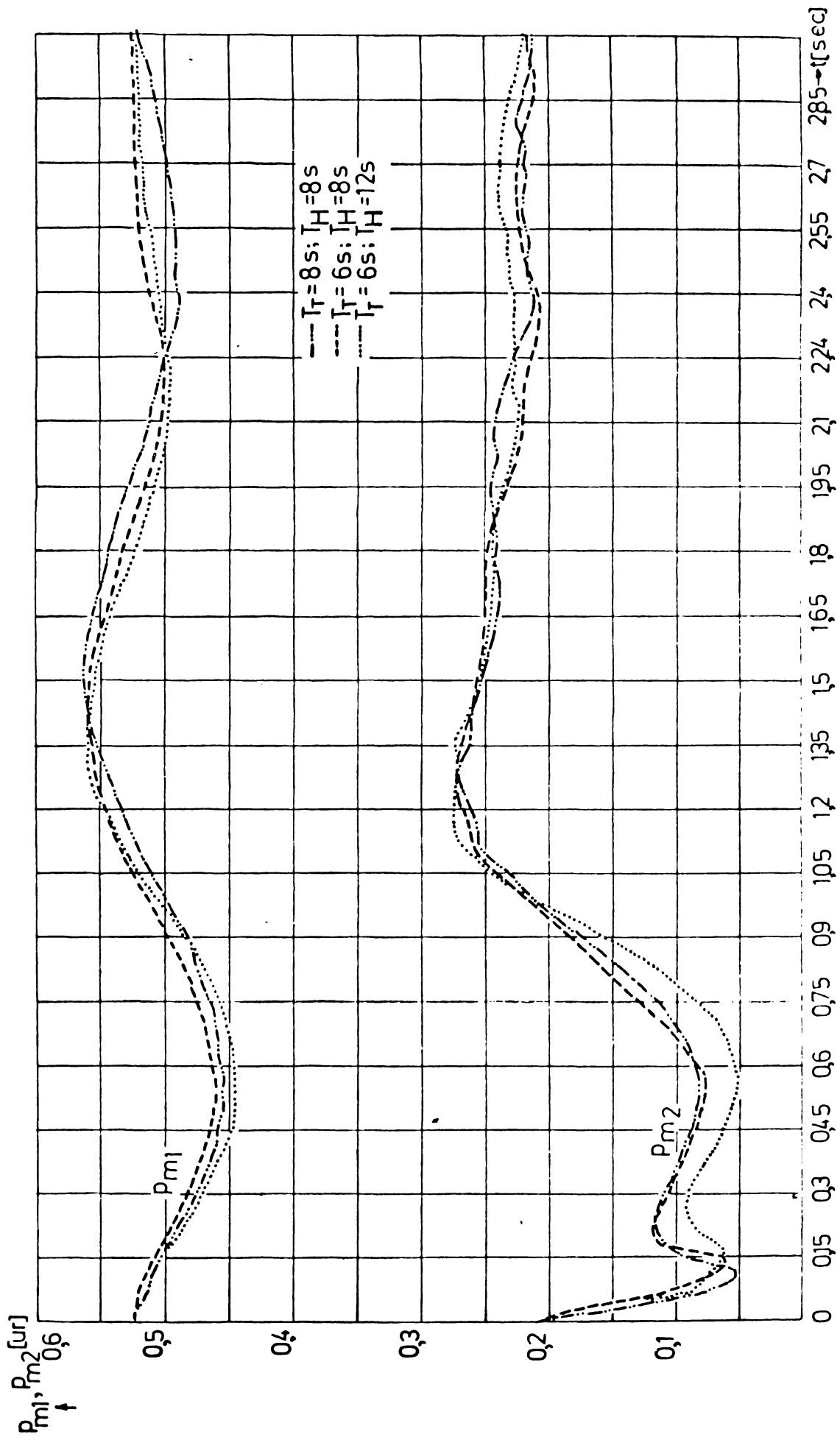


Fig3.4.5 Variația puterilor mecanice P_{m1}, P_{m2} ; influența valorilor timpilor de lansare a grupurilor generatoare.

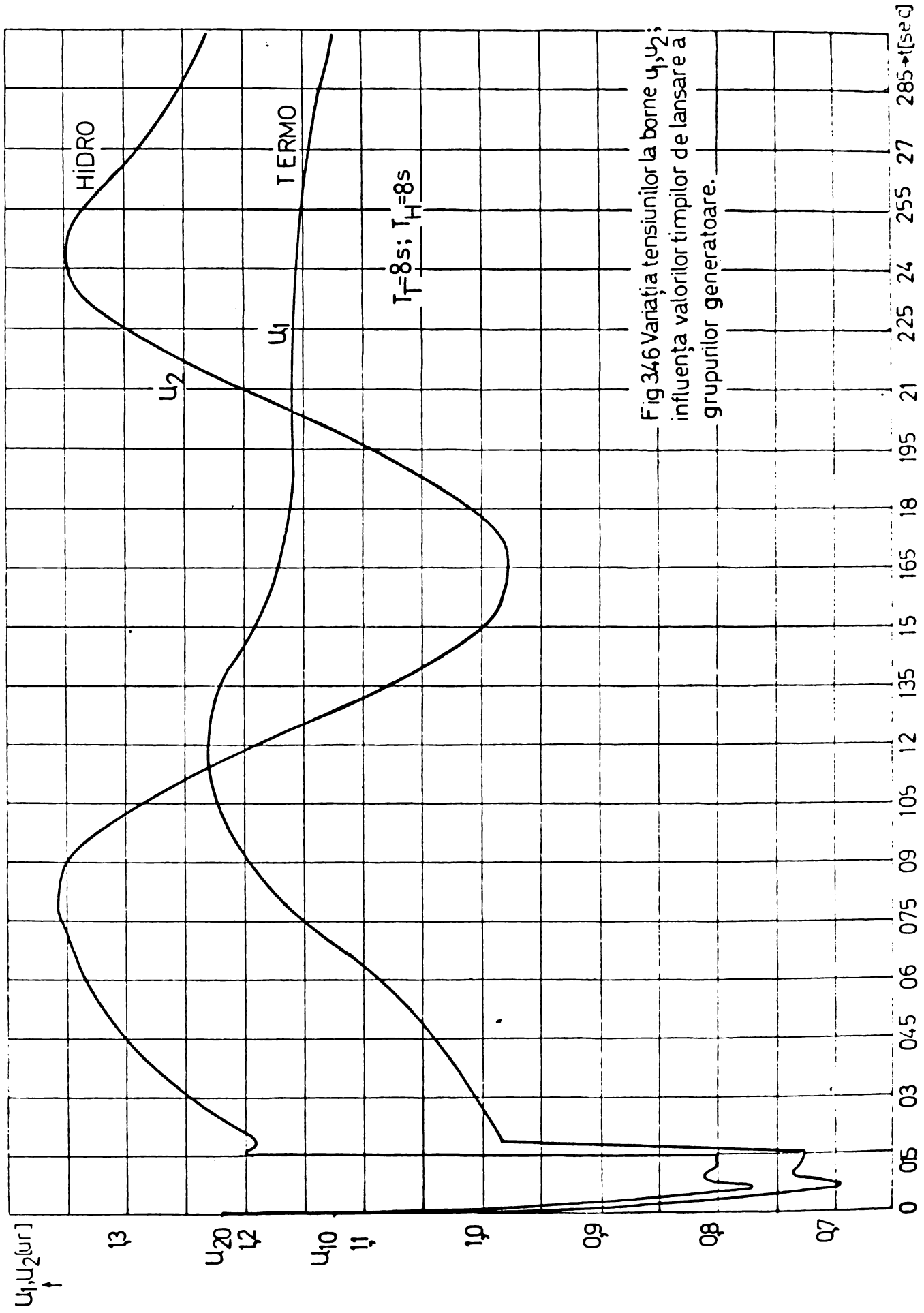


Fig 3.4.6 Variația tensiunilor la borne u_1, u_2 ; influența valorilor timpilor de lansare a grupurilor generatoare.

ilor, dar ușurează în acciagi măsură amortizarea oscilațiilor

Prin urmare, creșterea timpului de lansare al generatoarelor centralei "puternice" și "apropiate" mărește foarte puțin amplitudinea primei oscilații, dar îngreunează mult amortizarea oscilațiilor. Creșterea timpului de lansare al generatoarelor centralelor mai "slabe" și mai "depărtate" mărește sensibil amplitudinea primei oscilații, în schimb ușurează mult amortizarea oscilațiilor dintre rotoarele generatoarelor celor două centrale.

3.3.5.2. ω_1 , ω_2 (fig. 3.43 și fig. 3.44). În cazul a/, amplitudinea primei oscilații a lui ω_1 este mai mare cu 23,6 % față de b/ și d/, în alternanța negativă cu 16 % față de b/ și cu 6 % față de d/, iar la a doua oscilație este cuprinsă între b/ și d/, amortizându-se practic cu d/ simultan. În cazul b/, deși amplitudinea primei oscilații nu diferă sensibil de d/, amortizarea oscilațiilor se face mai greu și are loc după $t = 3$ secunde.

Pe durata perturbației în cazul a/ ω_2 prezintă un maxim cu 12,5 % mai mare decât b/ și d/, după eliminarea perturbației, la $t = 0,58$ secunde amplitudinea lui ω_2 pentru b/ prezintă un maxim cu 25 % mai mare decât aceea a lui a/ și d/. După 1 secundă amplitudinile oscilațiilor lui ω_2 scad mult; rămân însă negative și se amortizează mai greu pentru cazul b/, adică în condițiile constantei de timp mărite a hidrogenatorului.

3.3.5.3. P_{m_1} , P_{m_2} (fig. 3.45). P_{m_1} prezintă în cursul procesului tranzitoriu oscilații lente de amplitudine redusă, prima fiind de cca. 14 % din valoarea nominală. Dacă în prima parte a intervalului cele trei variații (a/; b/; d/) corespund, după cca 1,5 secunde de la eliminarea perturbației oscilațiile corespunzătoare lui a/ devin mai pronunțate. Situația era de așteptat dacă se are în vedere evoluția unghiului δ_{12} dintre rotoarele generatoarelor.

La momentul producerii perturbației, P_{m_2} scade mai brusc în cazul a/ și la o valoare cu 20 % mai mică decât în cazurile b/; d/. În schimb, la eliminarea perturbației puterea mecanică P_{m_2} revine mai repede la valoarea nominală în

cazurile a/ și d/ comparativ cu b/ și printr-o oscilație de mai mică amplitudine.

3.3.5.4. U_1, U_2 (fig. 3.46). Pe durata avariei tensiunile la bornele centralelor scad mai mult decât la d/ (fig. 3.30 și fig. 3.31), cu cca.7 % pentru U_1 și cu 6,3 % pentru U_2 , iar după eliminarea ei U_1 revine mai ușor la valoarea inițială decât la d/ și practic la fel în cazul lui U_2 .

Se constată că deși a/ este un caz extrem, în-deosebi în a doua etapă a regimului considerat, influența valorii timpului de lansare asupra evoluției tensiunilor la borna (și firește asupra altor mărimi ce caracterizează oscilațiile electromagnetice dintre mașini) este mai mică decât asupra mărimilor ce caracterizează oscilațiile electromecanice.

3.3.6. Modificarea duratei avariei

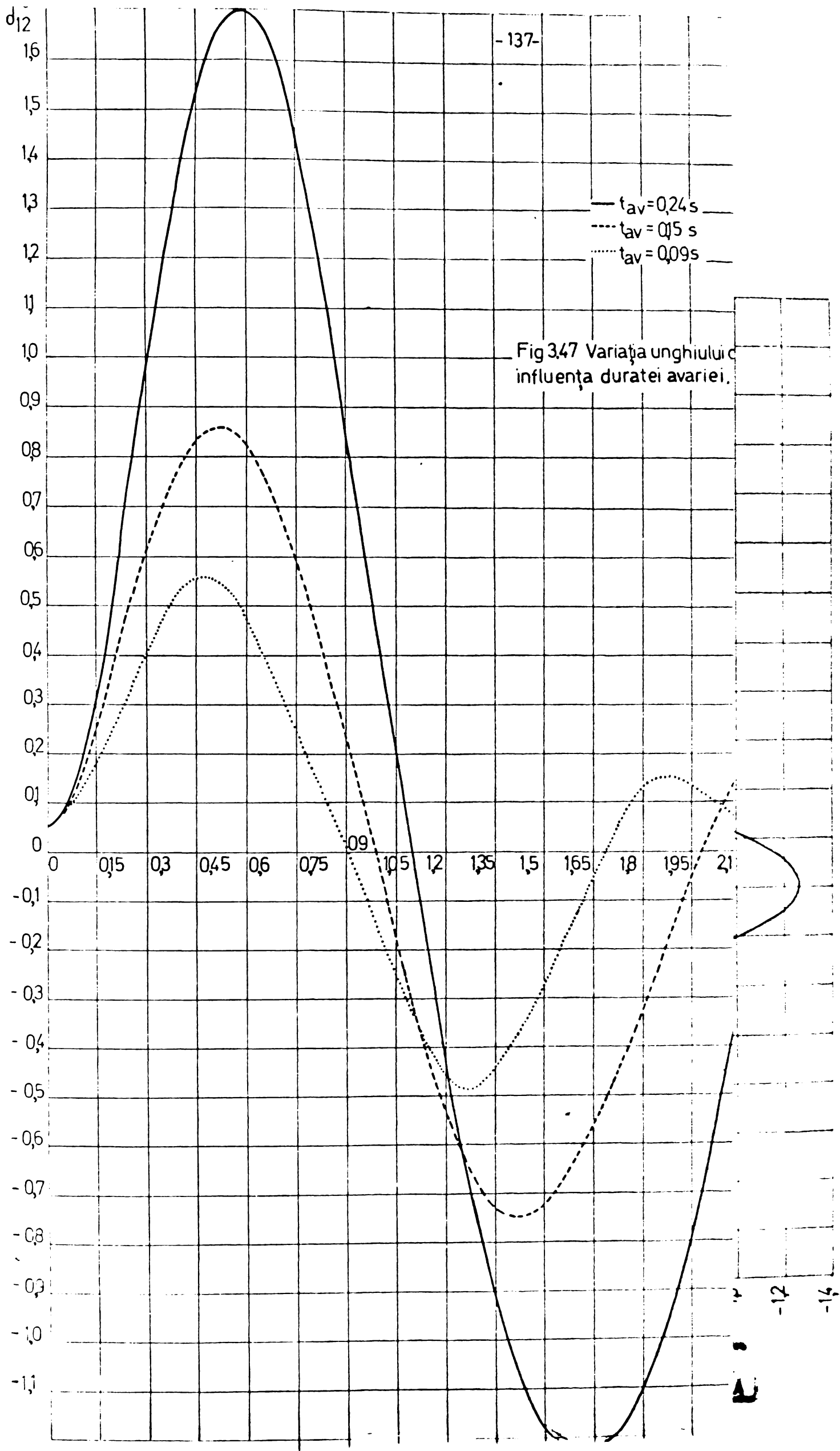
Pentru a se analiza influența duratei avariei asupra oscilațiilor electromecanice, s-au calculat și reprezentat în fig. 3.47 variația în timp a unghiului electric δ_{12} - dintre axele "d" a celor două rotoare pentru trei valori ale duratei avariei: 0,09; 0,15 și 0,24 secunde, alunecărilor ω_1 și ω_2 pentru 0,24 secunde în fig. 3.48, puterile electrice și mecanice P_1, P_2, P_{m1}, P_{m2} pentru durata avariei de 0,24 secunde în fig. 3.48 și pentru aceeași durată a avariei tensiunile la bornele centralelor U_1 și U_2 (fig. 3.50).

Deși mai puțin semnificative, variațiile lui ω_1 și ω_2 s-au reprezentat în scopul de a se verifica respectarea ipotezei adoptate referitor la modificarea turației. După cum se poate constata și de această dată, chiar și în cel mai dezavantajos caz, ipoteza admisă este respectată ($\omega_{\max} \approx 2 \%$).

Din analiza curbelor trasate în fig. 3.47 se constată că modificarea duratei avariei atrage după sine modificarea amplitudinilor oscilațiilor precum și decalarea lor, adică variază perioada oscilațiilor.

Astfel, la micșorarea duratei avariei la 0,09 secunde, deci cu 40 % față de valoarea de referință (0,15 se-

..//..



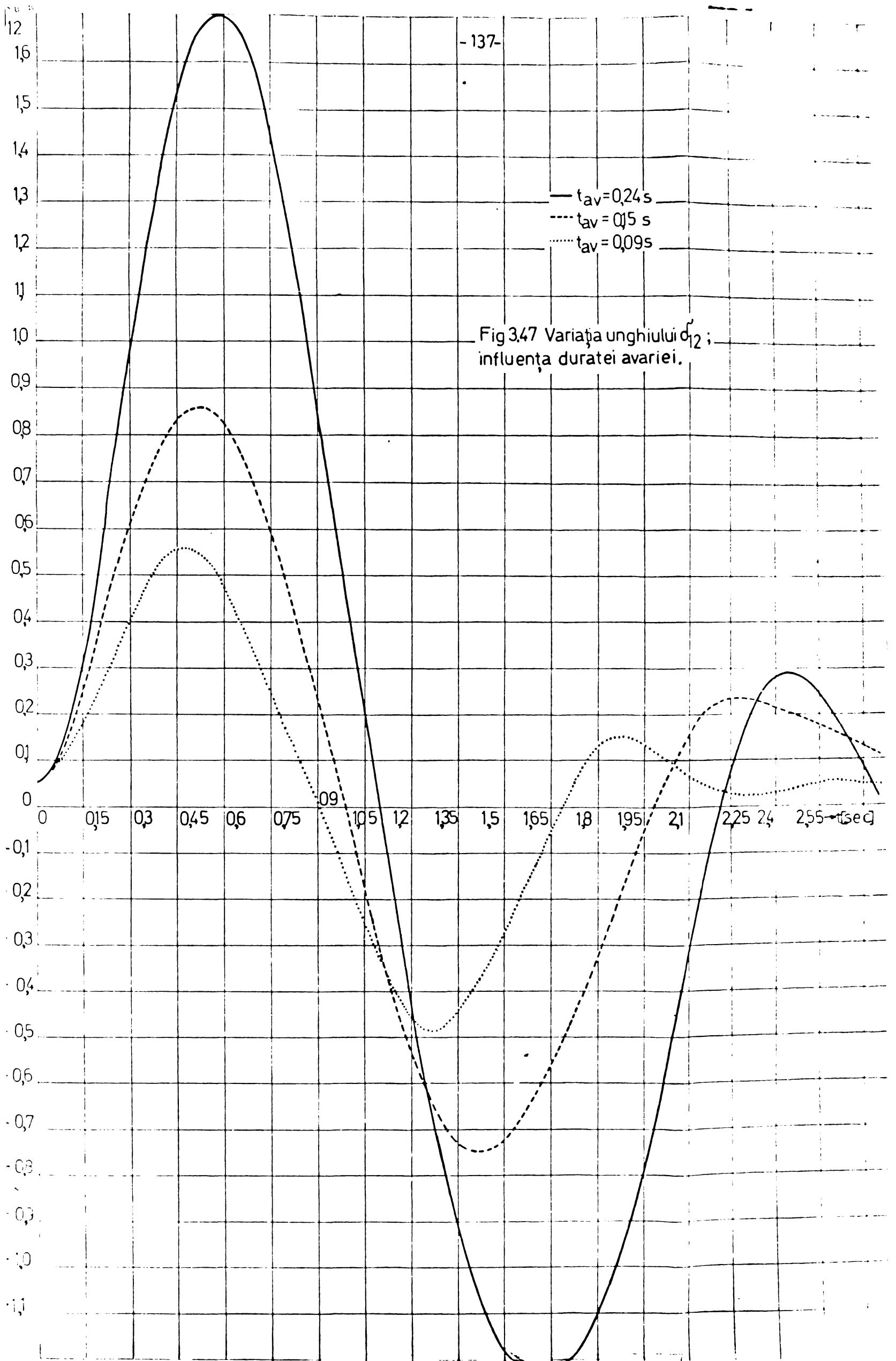


Fig 3.47 Variația unghiului α_2 ; influența duratei avariei.

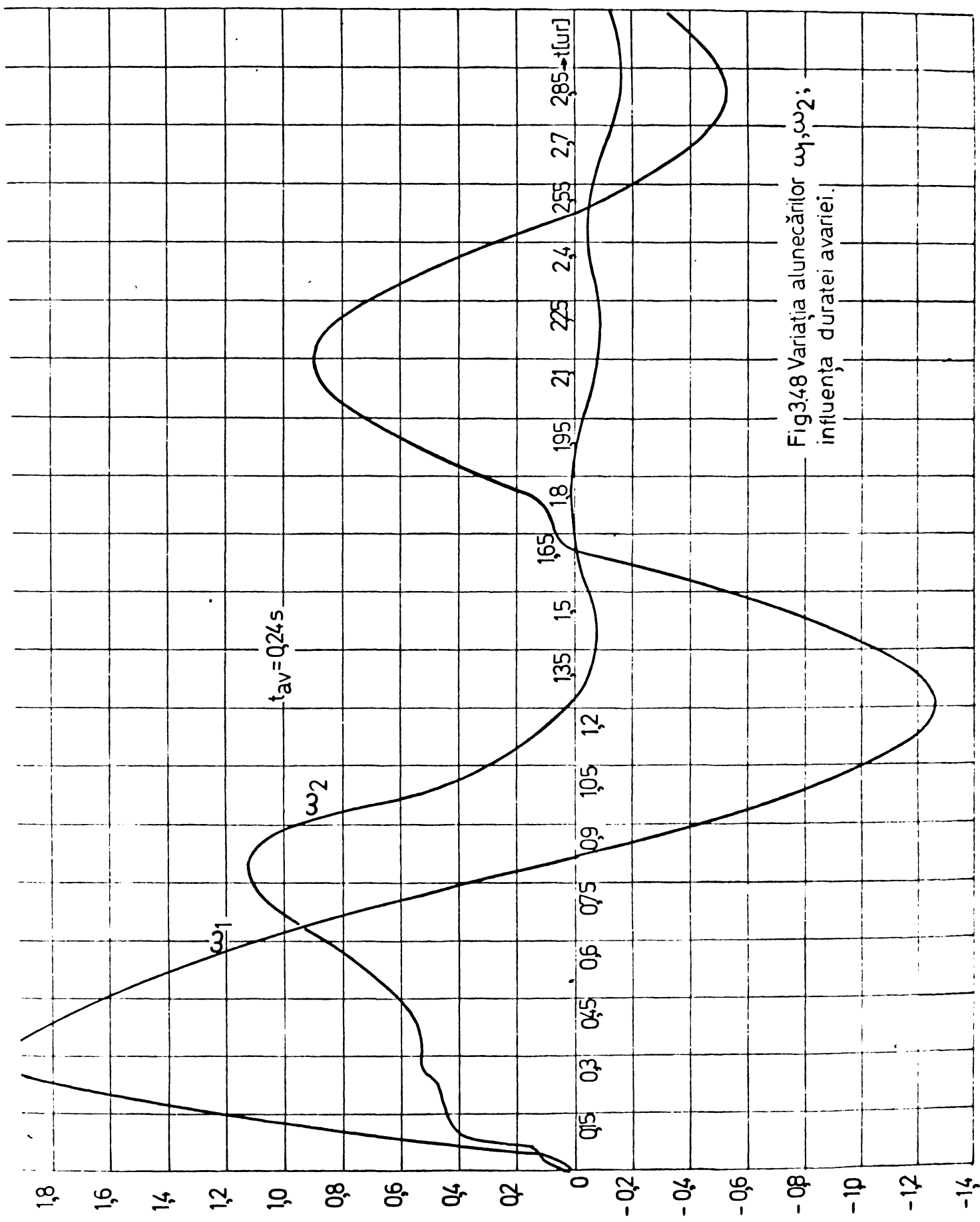


Fig3.48 Variația alunecărilor ω_1, ω_2 ; influența duratei avariei.

INSTITUTUL NAȚIONAL
 TIȘOARA
 INDUSTRIA ȘI ENERGIA

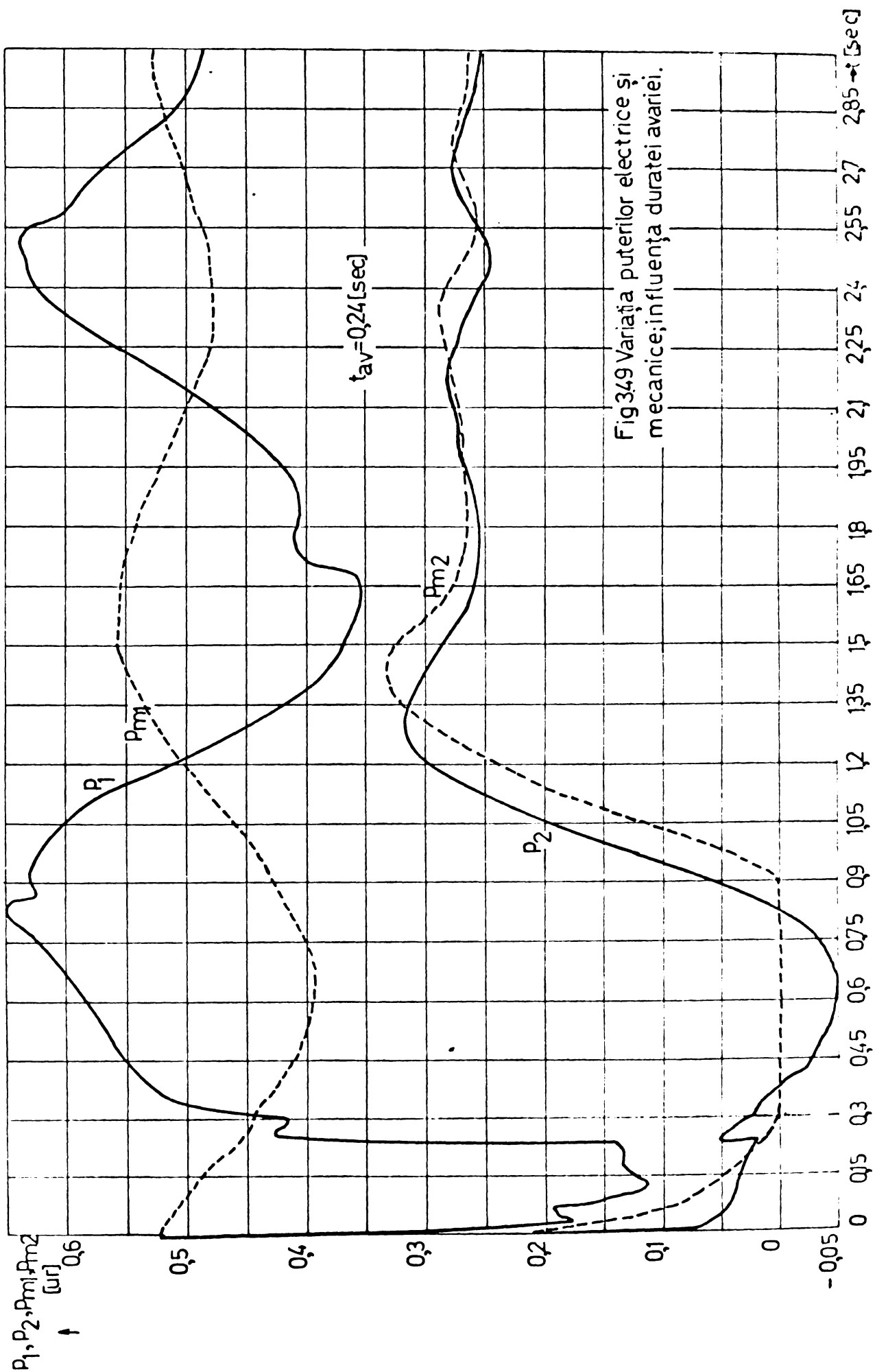


Fig 349 Variația puterilor electrice și mecanice; influența duratei avariei.

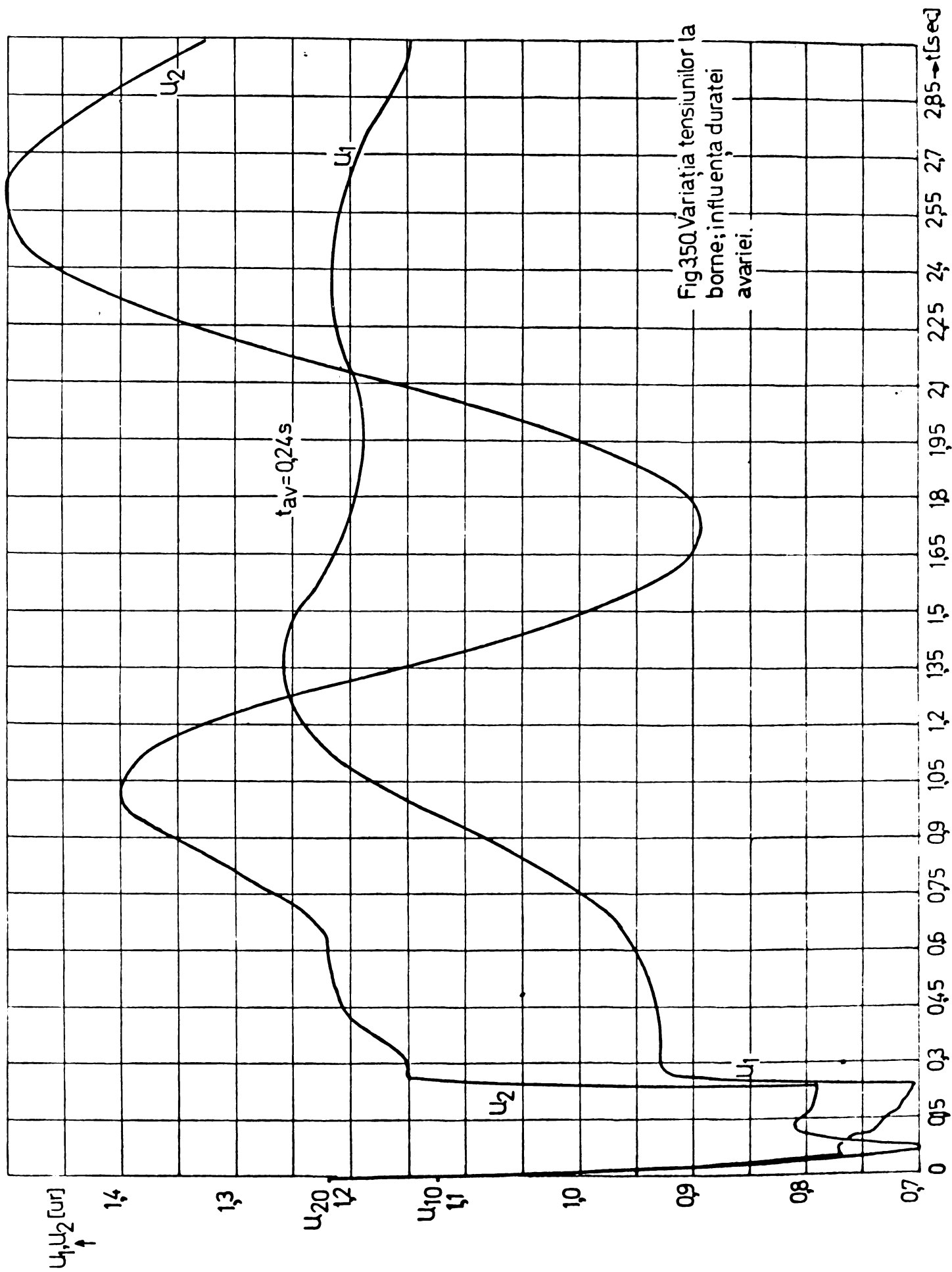


Fig 350. Variația tensiunilor la borne; influența duratei avariei.

cunde), prima amplitudine scade cu 37,5 %, a doua cu 22,5 %, a treia cu 46 %, iar perioada primei oscilații se reduce la 1,7 secunde față de 2 secunde, adică cu 15 %.

La creșterea duratei avariei la 0,24 secunde, deci cu 40 %, prima amplitudine se mărește cu 105 %, a doua cu 59 %, a treia cu 26 %, iar perioada primei oscilații crește la 2,24 secunde, adică cu 24 %.

Prin urmare, modificarea duratei avariei nu modifică proporțional (în aceeași măsură) amplitudinea pe perioada oscilațiilor electromecanice dintre generatoarele celor două centrale. Rezultatul pare firesc, dacă ne are în vedere chiar și comportarea unui singur generator conectat la o bară de putere infinită [3], cu atât mai mult când este vorba de oscilațiile relative dintre două mașini diferite cu putere nominală, situate inegal "electric", față de locul perturbației.

Referitor la evoluția alunecărilor ω_1 , ω_2 se constată că alura lui ω_1 este aceeași pentru durata avariei egală cu 0,24 secunde, doar că valoarea amplitudinii este aproape dublă față de cazul când durata era de 0,15 secunde. În schimb, pe durata avariei ω_2 prezintă o evoluție mai diferită, dăstingându-se în curba de variație un cot, urmat de o porțiune de saturație pînă la finele avariei. Amplitudinea primei oscilații este și aici aproape dublă față de situația de referință, dar după avarie alura variației rămîne practic aceeași.

În ceea ce privește curbele de variație ale puterilor și tensiunilor la borne pentru durata avariei de 0,24 secunde, se constată că ele prezintă aceeași alură ca și în cazul duratei de 0,15 secunde, doar că apar diferențe de ordin cantitativ, mai ales pe durata și imediat după eliminarea avariei.

Din cele prezentate mai sus, se desprinde concluzia că la modificarea duratei șocului de putere produs la consumator (între anumite limite) se produc modificări cantitativ sensibile în oscilațiile electromecanice dintre generatoarele, mai puțin calitative, iar după eliminarea perturbației doar cele cantitative mai persistă. Creșterea duratei avariei

..//..

duce rapid la creșterea amplitudinii primei oscilații, periclitițind prin aceasta ST a generatoarelor sistemului. De asemenea, chiar dacã ST a sistemului nu s-a pierdut la prima oscilație, amortizarea oscilațiilor în perioada de după avarie se face mai dificil.

3.4. Concluzii

Înainte de a se enumera aspectele principale desprinse în urma analizei de regimuri de ST, trebuie subliniatã utilitatea problemelor abordate în prezenta lucrare, importanța evaluãrii lor corecte, avîndu-se în vedere ipotezele simplificatorii adoptate în cadrul modelului matematic folosit.

Deși stabilit pe baza unor ipoteze simplificatorii, modelul matematic adoptat pentru GS (avînd la bazã ecuațiile lui D.W.Olive) a reușit sã redea comportarea în regim tranzitoriu cauzatã de perturbații violente a unui SE de mai multe generatoare. Modelul a fost "îmbunãtãțit" prin considerarea saturației, curenților turbionari și a reglajelor RAV și RAT. Chiar dacã acestea din urmă nu s-au reprezentat într-o formã "mai complexã", autorul a considerat-o suficientã, în concordanță cu concluziile stabilite în literatura de specialitate (în cadrul RAT și SE' rolul cel mai important îl prezintã coeficientul de amplificare al amplificatorului și constanta de timp cea mai mare, adicã a excitatoarei) și a scopului propus în lucrare: - studiul interacțiunii în procesul tranzitoriu a douã CE (generatoare sincrone echivalente) "diferite" ce debiteazã pe o sarcinã comunã și optimizarea acestui proces printr-o acordare adecvatã a parametrilor sistemului. Aceasta nu a exclus însã firește considerarea particularităților pe care le prezintã sistemele de reglaj a unci CTE, respectiv CHE, lucru realizat prin adoptarea corespunzãtoare a parametrilor funcțiilor de transfer a reglatoarelor. În plus, modul de reprezentare corespunde cu tendința ce se manifestã în studiile de ST a SE de mai multe mașini (centrale electrice) și anume de a gãsi pentru reglajele acestora funcții de transfer echivalente cît mai simple și cît mai sugestive. Chiar și în unele cazuri particulare, cînd re

..//..

generatoarele prezintă mai multe canale de intrare, ce asigură dependența valorii mărimii de ieșire de mai mulți parametri, studiile efectuate /19/, /51/ atestă că determinanți sînt doar o mică parte din ei.

Considerarea unei sarcini active s-a făcut avîndu-se în vedere condițiile reale în care funcționează SE de înaltă tensiune, precum și rolul important al circulației de puteri active în caz de avarie. Șocul de putere produs, deși oarecum particular, asigură condiții similare cu acelea oferite de ^{un} scurtcircuit relativ greu /27/: scăderea pronunțată a puterilor debitate și a tensiunilor la borne.

Modul în care s-a efectuat repartiția șocului de putere pe cele două centrale este în perfectă concordanță cu cele expuse în literatură, iar faptul că la prima oscilație produsă în urma perturbației solicitarea celor două centrale este aceeași, atestă că centralele cu același "moment electric" participă în aceeași măsură în primele momente de la producerea perturbației. Ca urmare, autorul propune ca în ST a SE cu mai multe GS, generatoarele ce prezintă același moment electric (sarcina în momentul anterior producerii perturbației impedanța de transfer dintre modul de perturbație și cel generator) să fie identic reprezentate sub aspectul gradului de detaliere. Deci, "momentul electric" definit mai sus, poate constitui un mijloc de identificare a generatoarelor (centralelor) ce prezintă același grad de influență asupra ST a sistemului la prima oscilație și o facilitate în plus la reducerea sistemelor în studiile de ST.

O altă concluzie cu caracter general, dedusă din analiza regimului tranzitoriu este aceea legată de constanta tensiunii e'_q pe durata regimului tranzitoriu, fapt ce permite reprezentarea GS în studiile de stabilitate tranzitorie prin reactanța X_d' și tensiunea din spatele ei $\underline{e}'(e'_q)$.

Referitor la modul de considerare a fenomenelor din fier se pot stabili următoarele observații și concluzii:

- considerarea fenomenelor din fierul mașinii sincrone este foarte importantă în analiza stabilității tranzitorii a sistemelor de mai multe generatoare. Deși pe durata

..//..

perturbației și imediat după eliminarea ei diferențele nu sînt sensibile (sub 5 % pentru mărimile caracteristice), spre sfîrșitul procesului ele au un rol preponderent în amortizarea oscilațiilor mașinii. Resimțite atît în procesul tranzitoriu electromagnetic, cît și cel electromecanic, fenomenele din fier pot determina modificări de pînă la 5 ÷ 15 % în valorile tensiunilor, puterilor electromagnetice și unghiului δ_{12} ;

- pentru considerarea saturației s-a utilizat metoda coeficientului de saturație determinat prin mai multe tehnici de calcul, parte dintre ele fiind descrise în lucrare. Astfel, o tehnică mai riguroasă s-a obținut prin reprezentarea curbei de magnetizare printr-o curbă continuă, de formă polinomială cu coeficienți întregi: $B = \sum a_n H^{n/n+1}$ ($n=0,1,\dots$). Această relație propusă de autor, constituie un element original al lucrării, iar rezultatele obținute prin aplicarea ei o situează printre cele mai exacte modele de aproximare a curbei de magnetizare. Utilitatea ei în calculul numeric al ST, rezidă în aceea că comparativ cu procedura clasică (aproximarea prin mai multe segmente de dreaptă) elimină testarea valorii solenației, asigurîndu-se continuitate în procedura de calcul;

- rezultate bune s-au obținut și prin utilizarea unui coeficient mediu de saturație k_m^* , constant pe durata regimului tranzitoriu. Dar, trebuie menționat că acest coeficient nu s-a ales corespunzător punctului inițial de funcționare (identic cu acela final într-un regim tranzitoriu sincron), ci a corespuns valorii medii a lui k^* pe durata a 3 secunde. Aceste valori au fost cu 10÷15 % inferioare celor corespunzătoare regimului inițial și corespund cu valorile indicate în literatură [31]. Spre finele procesului tranzitoriu ($t \approx 2,5$ secunde) adoptarea acestui k_m^* nu mai pare justificată, datorită amortizării sensibile a oscilațiilor. Ca urmare, autorul propune utilizarea în calculele de stabilitate dinamică a următorului procedeu de adoptare a valorii coeficientului de saturație mediu: pe durata procesului tranzitoriu (1,5÷2 secunde de la eliminarea perturbației) folosirea unui k_m^* inferior celui corespunzător punctului final de funcționare cu 10-15%, iar apoi valoarea corespunzătoare punctului final de funcționare. In cadrul celor prezentate, nu s-a insistat în mod de-

..//..

osebit asupra acestui aspect, datorită pe de o parte spațiului limitat aferent acestor probleme, iar pe de altă parte datorită faptului că cele afirmate mai sus rezultă relativ simplu și din cele efectuate;

- considerarea curenților turbionari în modelul matematic al GS, s-a efectuat prin introducerea în ecuația de mișcare a unui cuplu cu caracter asincron. Determinarea acestuia a avut în vedere efectul integral al curenților turbionari concretizat prin producerea pierderilor active și a condus la valori medii de $1,5 \div 2$ % din cuplul nominal cu valori izolate de $13 \div 14$ %, corespunzătoare unor valori foarte mici ale alunecării. Cît privește influența acestor cupluri asupra oscilațiilor electromecanice relative (δ_{12}), aceasta este relativ redusă ($1 \div 1,5$ % în medie), mai mare pentru turbogenerator și mai redusă pentru hidrogenerator.

Referitor la influența modului de considerare a caracteristicii de funcționare a consumatorului complex asupra stabilității tranzitorii a sistemului, se pot face următoarele remarci:

- modul de reprezentare a consumatorului pe durata postavarie este foarte importantă în desfășurarea procesului tranzitoriu, putînd influența sensibil tendința oscilațiilor electromecanice dintre mașini;

- situația cea mai dezavantajoasă, corespunde curentului constant absorbit de consumator, adică $P \sim U$, ceealalte cazuri $P \sim (U+U^2)$, $P \sim U^{1,5}$, $P \sim U^2$ nu pot oferi aprecieri certe în prima parte a procesului tranzitoriu;

- în a doua parte a procesului tranzitoriu amortizarea cea mai eficientă este asigurată de reprezentarea consumatorului printr-o impedanță constantă, adică $P \sim U^2$.

Oricum, calculele de stabilitate efectuate au arătat încă o dată necesitatea cunoașterii cît mai aprofundate a consumatorilor sistemului, neconsiderarea caracteristicilor reale în condiții concrete ducînd fără îndoială la aprecieri eronate.

Referitor la influența valorii timpului de lansare al grupurilor și al duratei avariei asupra stabilității

..//..

tranzitorii a sistemului de mai multe mașini, se pot face următoarele observații.

- mărirea timpului de lansare al generatoarelor centralei, "puternice" și "apropiate" mărește foarte puțin amplitudinea primei oscilații electromecanice dintre mașini, dar îngreunează mult amortizarea oscilațiilor;

- creșterea valorii timpului de lansare al generatoarelor centralei "slabe" și mai "depărtate", mărește sensibil amplitudinea primei oscilații, dar ușurează procesul de amortizare al oscilațiilor;

- modificarea duratei perturbației (în anumite limite firește) determină modificări cantitativ sensibile în oscilațiile electromecanice dintre generatoare, mai puțin calitative; iar după eliminarea perturbației doar cele cantitative mai persistă;

- creșterea duratei avariei duce rapid la creșterea amplitudinii primei oscilații, periclitând prin aceasta stabilitatea tranzitorie a generatoarelor sistemului.

Cap.4 - IMBUNATATIREA COMPORTARII SE
DE MAI MULTE GENERATOARE IN REGIMURI TRANZITORII

Odată stabilit modelul matematic adecvat studiului stabilității tranzitorii a unui SE, analizată influența pe care o au diferiți factori legați de modul de considerare a GS, sau a elementelor sale exterioare asupra comportării în regimuri tranzitorii provocate de șocuri violente de putere (aruncări de sarcină, scurtcircuite), autorul și-a propus în continuare să efectueze o optimizare a funcționării ansamblului de două centrale ce debitează pe o sarcină comună în sensul îmbunătățirii comportării lui în regimuri tranzitorii.

Drept criteriu de optimizare s-a ales, așa cum va rezulta, un criteriu cu caracter integral de apreciere a calității dinamice a procesului tranzitoriu.

4.1. Calitatea dinamică a proceselor
tranzitorii

Dacă un sistem își modifică condițiile de funcționare, trecând de la o stare la alta, se pun două probleme /128, p.45-46/: prima se referă la faptul că noua stare este stabilă sau nu; a doua la modul cum se desfășoară procesul tranzitoriu.

Firește, starea imediat următoare procesului tranzitoriu va fi stabilă, dacă are o suficientă limită (rezervă) de stabilitate. Pentru aprecierea acestei limite, se folosește una din mărimile de stare (tensiune, unghi intern, putere etc.). Valoarea maximă a acestui parametru, la care sistemul se menține încă stabil, determină valoarea acestei limite.

In alte condiții, tocmai "calitatea" energiei
..//..

livrate consumatorilor (valorile tensiunii și frecvenței, gradul de distorsiune a curbei tensiunii) poate fi utilizată pentru a estima caracterul regimului de funcționare.

Mult mai dificil însă este de a caracteriza modul în care se desfășoară regimul tranzitoriu.

4.1.1. Desfășurarea proceselor tranzitorii (fig. 4.1.)

Procesul tranzitoriu se poate desfășura rapid, sistemul trecând cu un "efort" minim la o nouă stare staționară (fig. 4.1.a), sau continuu după o perioadă suficient de lungă de timp (b). Acesta din urmă poate fi aperiodic (1), oscilatoriu (2), monoton (3), sau intermediar, între oscilatoriu și monoton și are loc atunci când mărimea de stare X_1 nu-și schimbă semnul (4'), sau și-l schimbă o singură dată (4). Procesul oscilatoriu poate fi caracterizat printr-o deviație (abatere) mare (2'), sau printr-o deviație mică (2) și poate prezenta un număr relativ redus de oscilații (a), sau ridicat (b).

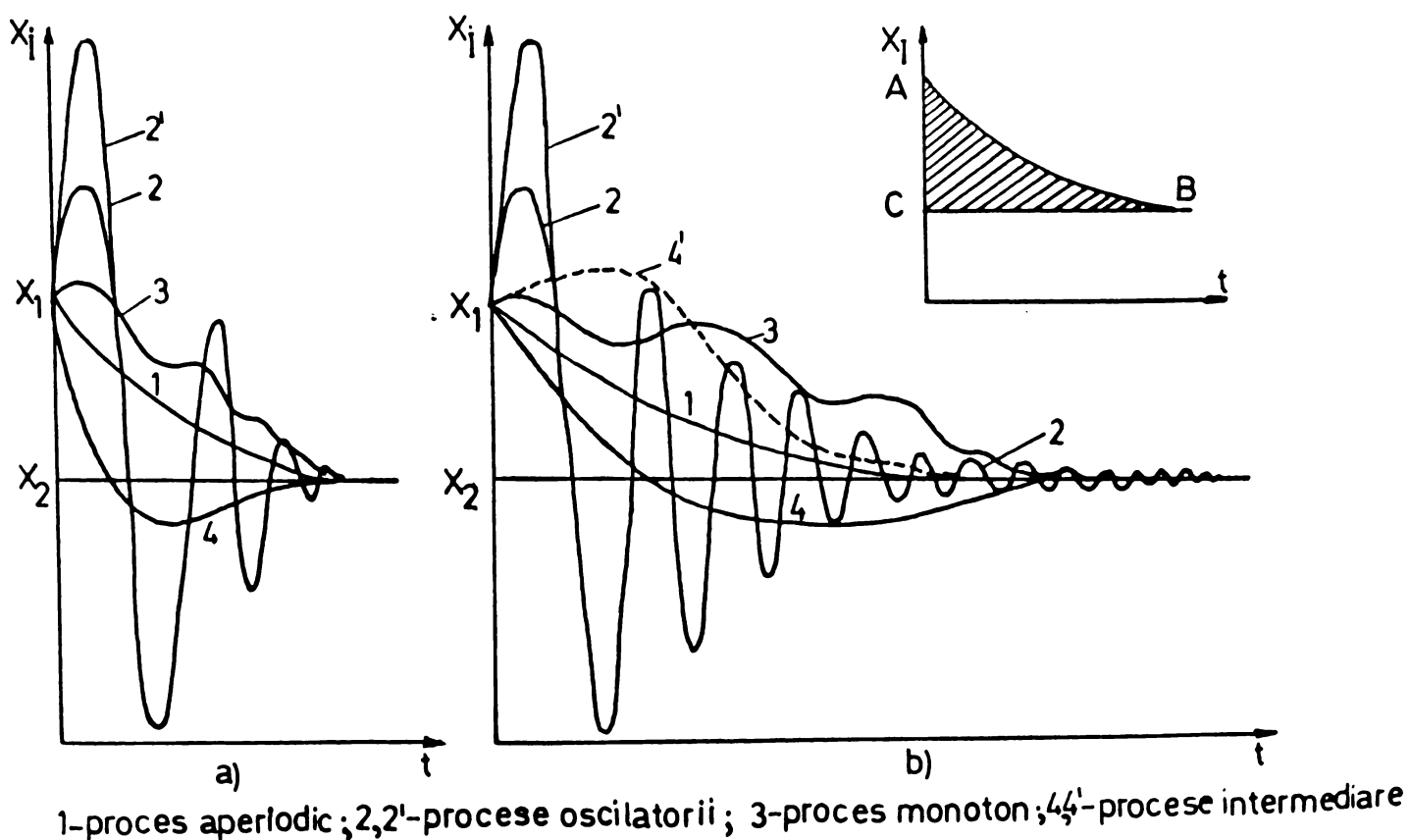


Fig. 4.1. Desfășurarea proceselor tranzitorii

În cazul proceselor tranzitorii ce se produc la nivelul SE de mai multe mări ca urmare a unor perturbații violente, se întâlnește de obicei procesul oscilatoriu de tip 2'a sau 2'b, motiv pentru care el va sta la baza dezvoltărilor ulterioare.

4.1.2. Indicatorii de calitate ai proceselor tranzitorii

În analiza regimurilor tranzitorii ale SE, mai ales acolo unde se folosește controlul automat, este necesar a descrie și a caracteriza modul în care acestea evoluează.

Din păcate, în cadrul SE, nu există pînă la ora actuală o metodică unitară de definire (sau apreciere) a calității dinamice a proceselor tranzitorii și cu atît mai puțin o tehnică generală de calcul a ei. Dacă se folosește metoda teoriei reglării automate a sistemelor de caracterizare a calității dinamice a proceselor tranzitorii, se introduc "indicii de calitate". Aceștia pot fi definiți în condițiile unor procese tranzitorii provocate atît la apariția unor perturbații de o anumită formă, cît și la perturbații întîmplătoare.

Este însă necesar a preciza felul acțiunii (cauza), ce se are în vedere pentru a modifica starea sistemului. Obişnuit, alegerea acestei acțiuni modificatoare, față de care trebuie studiată comportarea sistemului este relativ dificilă, întrucît acestea sînt funcții de timp a căror lege de variație nu este posibil a fi prevăzută cu exactitate. Dacă însă se analizează concret condițiile de funcționare ale sistemului, apare posibilitatea alegerii acelor cauze, care sînt mai probabile. Astfel, alegîndu-se o perturbație tipică și urmărind procesul tranzitoriu pe care-l descrie sistemul, se pot stabili proprietățile dinamice ale sistemului.

În cazul unor sisteme automate ce intră în competența SE (RAT, RAV), ca mărime tip se utilizează adesea semnalul treaptă, sau cel pantă (fig. 4.2.).

Alteori, se adoptă un impuls unitar (funcția delta, sau Dirac), un semnal nul în orice moment, cu excepția momentului inițial, cînd are valoarea infinită și integrala

..//..

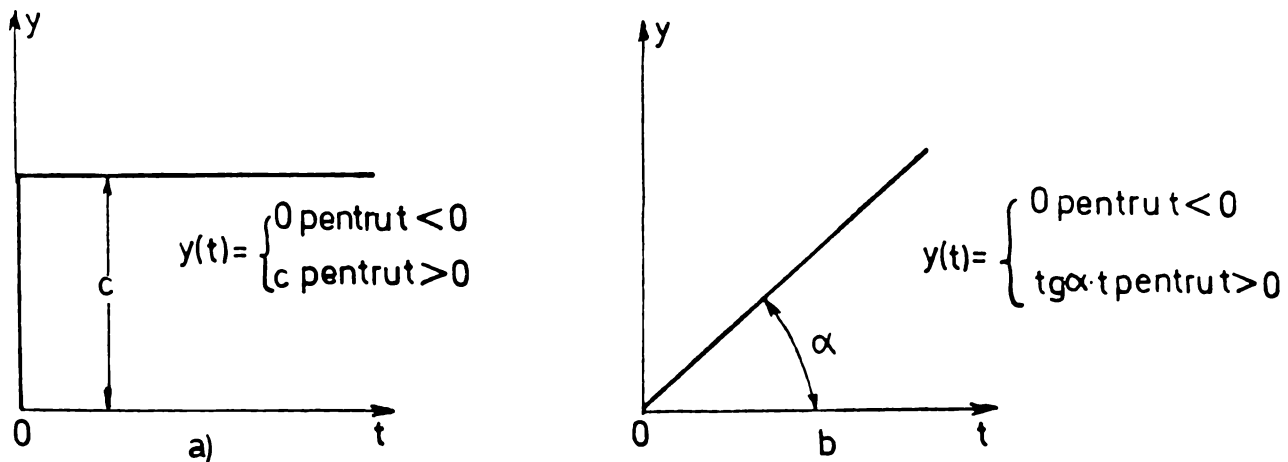


Fig. 4.2. Semnale tip: a/. treaptă,
b/. pantă

în timp egală cu unitatea.

Astfel, dacă se consideră un semnal de tip treaptă, iar procesul tranzitoriu se consideră cu oscilații (fig. 4.3.), comportarea dinamică a sistemului poate fi definită prin următoarele mărimi [5, p.233/, [109/:

- coeficientul dinamic al reglării k_d ; este egal cu raportul dintre abaterea maximă a mărimii reglate în cursul procesului tranzitoriu și abaterea maximă ce s-ar stabili când ar lipsi tehnica de reglare respectivă, adică:

$$k_d = \frac{\Delta X_1}{\Delta X_0} \quad (4.1)$$

- abaterea maximă ΔX_1 (pentru sistemele dinamice $\Delta X_1 \neq 0$), sau suprareglarea maximă (δ_{max}) pentru sistemele statice:

$$\delta_{max} = \frac{\Delta X_1 - \Delta X_s}{\Delta X_s} \cdot 100 \quad [\%] \quad (4.2)$$

- timpul de reglare T_r ; este egal cu timpul de

..//..

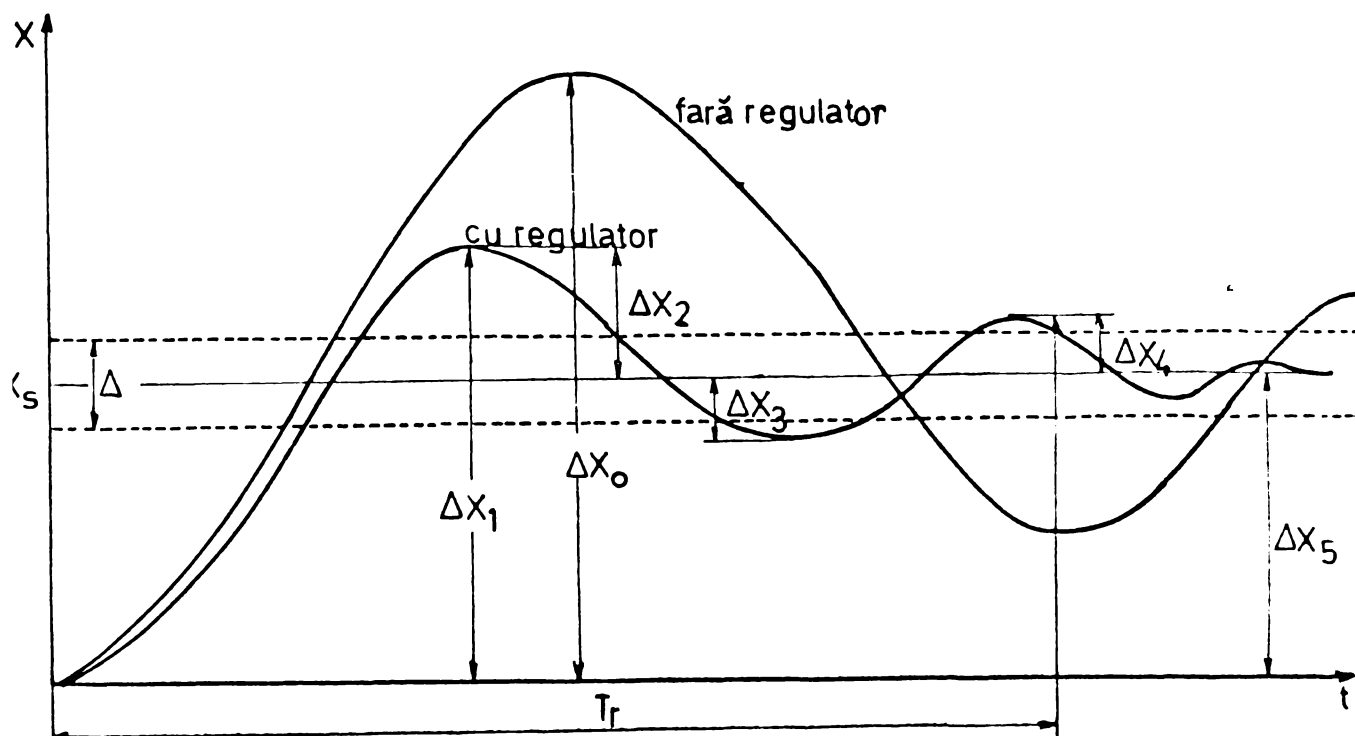


Fig. 4.3. Definirea indicatorilor de calitate a unui proces tranzitoriu cauzat de un semnal treaptă.

la începutul procesului tranzitoriu, pînă în momentul intrării mărimii reglate în zona $\Delta X = \Delta X_s \pm \Delta$; ΔX_s fiind abaterea de la finele procesului tranzitoriu, iar $\Delta = (3-5) \%$ din ΔX_s o mărime convențională;

- numărul de oscilații;
- suprareglarea δ , avînd expresia:

$$\delta = \frac{\Delta X_3}{\Delta X_2} \cdot 100 \quad [\%] \quad (4.3)$$

- gradul de amortizare ψ ; ține cont de raportul dintre valorile amplitudinii primei și celei de a doua oscilații ale procesului tranzitoriu. Astfel:

$$\psi = \frac{\Delta X_2 - \Delta X_4}{\Delta X_2} \quad (4.4)$$

și trebuie menționat că acest indicator are un caracter mult mai general, utilizîndu-se în cazul oricărui tip de perturbație;

..//..

- gradul de oscilație ε ; prezintă și el un caracter mai general, definindu-se prin relația:

$$\varepsilon = \frac{1}{2\pi} \cdot \ln \frac{\Delta X_2}{\Delta X_4} = \frac{1}{2\pi} \left(- \ln \frac{\Delta X_4}{\Delta X_2} \right) \quad (4.5)$$

Astfel, că relația de dependență dintre ψ și ε este următoarea:

$$\psi = \frac{\Delta X_2 - \Delta X_4}{\Delta X_4} = 1 - \frac{\Delta X_4}{\Delta X_2} = 1 - e^{-2\pi\varepsilon} \quad (4.6)$$

unde:

$$\frac{\Delta X_4}{\Delta X_2} = e^{-2\pi\varepsilon}$$

4.1.3. Criterii integrale de apreciere a calității dinamice a proceselor tranzitorii

Prin intermediul criteriilor integrale de calitate nu se apreciază un anumit indicator de calitate al procesului tranzitoriu, ci calitatea acestui proces în ansamblu, luându-se simultan în considerare atât problema gradului de amortizare, cât și a duratei acestuia. Prin aplicarea acestor criterii va rezulta că un proces are o bună calitate dinamică, dacă va fi rapid amortizat și dacă durata procesului este redusă.

Astfel, urmărindu-se metodele utilizate în teoria reglajului automat /5, p.235/, /44/, /128,p.46/, calitatea unui proces aperiodic poate fi echivalată cu aria ABC (fig. 4.1), sau prin valoarea integralei:

$$I_1 = \int_0^t [x_1(t) - x_2] dt \quad (4.7)$$

Dacă procesul este oscilatoriu, I_1 nu mai este sugestiv, întrucât conduce la însumări de arii cu semne diferite, motiv pentru care se face apel la un alt indicator:

$$I_2 = \int_0^t |x_1(t) - x_2| dt \quad (4.8)$$

sau:

..//..

$$I_3 = \int_0^t [x_1(t) - x_2]^2 dt \quad (4.9)$$

Totuși, minimumul lui I_2 nu dă o estimare prea convingătoare, ca urmare nu există certitudinea că procesul tranzitoriu se va termina după câteva oscilații. Durata lungă de oscilație poate cauza uneori perturbații în alte părți de sistem, motiv pentru care unii cercetători [35, p.294/, [120/, [128, p.47/ au propus pentru o mai bună estimare a calității proceselor tranzitorii un criteriu integral de forma:

$$I_4 = \int_0^t V(x_1, x_2, x_3, \dots, x_n) dt \quad (4.10)$$

unde x_i este variabila de stare "i" a sistemului, iar V o funcție specială de formă pătrativă obținută prin combinația variabilelor de stare în anumite condiții. Ea are un caracter energetic, fiind o funcție de "potențial", iar în cazul cel mai simplu are forma:

$$V = x_1^2 + x_2^2 + \dots + x_n^2 = \sum_1^n x_i^2 \quad (4.11)$$

Stabilirea funcției V pentru un sistem aflat în anumite condiții de perturbație, constituie însă o problemă dificilă. Pentru înlesnirea ei, se poate recurge la metoda directă a lui Liapunov [109, p.473-477/, determinarea funcției V reducându-se astfel la calculul unei funcții de tip Liapunov.

4.1.4. Metoda a doua a lui Liapunov de cercetare a stabilității sistemelor automate neliniare. [103/, [109/, [128, pp.457-460/

Metoda a doua a lui Liapunov permite cercetarea stabilității unui SAN, fără a recurge la rezolvarea sistemului de ecuații ce definește comportarea lui. În acest scop se folosesc funcții ajutătoare, numite Liapunov, ce prezintă anumite particularități privind definirea lor. Astfel, o funcție $V = V(x_1, x_2, \dots, x_n)$ este semidefinită într-o regiune a spațiului cu "n" dimensiuni, dacă în regiunea respectivă păstrează același semn, dar este nulă atât în origine, cât și în alte puncte din regiunea respectivă. V este definită într-o

..//..

regiune a spațiului ce cuprinde originea, dacă semnul ei se păstrează același în toate punctele regiunii, iar în origine este nulă.

Pentru folosirea teoremei a doua a lui Liapunov, este necesar ca sistemul să fie descris sub forma unui sistem de ecuații neliniare de ordinul întâi, adică:

$$\frac{dx_i}{dt} = X_i(x_1, x_2, \dots, x_n) \quad (4.13)$$

unde X_i sînt abaterile variabilelor de stare față de valorile staționare, corespunzătoare originii planului fazelor. Ele pot conține orice tip de neliniarități, însă trebuie să satisfacă condiția $X_1 = X_2 = \dots = 0$, pentru $x_i = 0$.

Orice funcție $V = V(x_1, x_2, \dots, x_n)$, nulă cînd $x_i = 0$, este o funcție Liapunov, dacă variabilele sale x_i , sînt aceleași cu cele ale sistemului (4.12) și are derivata:

$$\begin{aligned} \frac{dV}{dt} &= \frac{\partial V}{\partial x_1} \cdot \frac{dx_1}{dt} + \frac{\partial V}{\partial x_2} \cdot \frac{dx_2}{dt} + \dots = \\ &= \frac{\partial V}{\partial x_1} \cdot X_1 + \frac{\partial V}{\partial x_2} \cdot X_2 + \dots \end{aligned} \quad (4.13)$$

care este și ea în mod firesc o funcție de variabilele x_i . În plus, atunci cînd $x_i = 0$,

$$\frac{dV}{dt} = 0$$

În cazul SE, un spațiu des utilizat /59/, /131/, este acela cu trei variabile de stare: x_1, x_2, x_3 , unde $x_1 = \omega$, $x_2 = \delta$; $x_3 = e_f$. În acest caz se admite o funcție Liapunov de forma: $V = a^2 \cdot x_1^2 + b^2 \cdot x_2^2 + c^2 \cdot x_3^2$ (4.14) unde a, b, c , sînt numere reale arbitrare.

Dîndu-se valori diferite lui V , se obține un sistem de forma:

$$\begin{aligned} a^2 \cdot x_1^2 + b^2 \cdot x_2^2 + c^2 \cdot x_3^2 &= 0 \\ a^2 \cdot x_1^2 + b^2 \cdot x_2^2 + c^2 \cdot x_3^2 &= c_1 \\ a^2 \cdot x_1^2 + b^2 \cdot x_2^2 + c^2 \cdot x_3^2 &= c_2 \\ \dots & \dots \dots \dots \\ & \dots // \dots \end{aligned} \quad (4.15)$$

în care, prima din relații corespunde originii spațiului ($x_1 = 0$), iar celelalte unor elipsoizi cu centrul în originea axelor

Dacă $\frac{dV}{dt}$ este o funcție definită, atunci oricare ar fi condițiile inițiale, punctul imagine (x_1, x_2, x_3), se va deplasa în sensul mășorării valorii funcției V , adică va intersecta fiecare elipsoid din exterior spre înăuntru, apropiindu-se mereu de originea axelor, unde se va opri în final, oricât ar crește timpul. Deci, abaterile ce apar în regim transitoriu scad cu timpul, se sting, sistemul fiind astfel stabil (asimptotic stabil). Valabilitatea acestei constatări rezidă în esență din faptul că $\frac{dV}{dt}$ este construită tocmai cu ajutorul funcțiilor X_i . Cu alte cuvinte, un sistem de n ecuații de forma (4.12), este stabil, dacă este posibil să se găsească o funcție Liapunov definită, avînd derivata în raport cu timpul definită (sau semidefinită) și de semn opus lui V . Valoarea lui V la anumite momente poate constitui un indicator a gradului de stabilitate, deci un mijloc pentru aprecierea calității dinamice a procesului.

4.1.4.1. Funcție Liapunov în cazul unui sistem de 2 mașini, fără considerarea reglajelor. /103/

Dacă se neglijează variația turației la scrierea ecuațiilor de mișcare, pentru două GS ce debitează pe o sarcină comună se pot scrie relațiile:

$$\begin{aligned} \frac{d^2\delta_1}{dt^2} \cdot \frac{T_1}{\omega_0} &= P_{m1} - P_{e1} \\ \frac{d^2\delta_2}{dt^2} \cdot \frac{T_2}{\omega_0} &= P_{m2} - P_{e2} \end{aligned} \quad (4.16)$$

sau :

$$\frac{d^2\delta_{12}}{dt^2} = \frac{\omega_0}{T_1} (P_{m1} - P_{e1}) - \frac{\omega_0}{T_2} (P_{m2} - P_{e2}) \quad (4.17)$$

unde: $\delta_{12} = \delta_1 - \delta_2$

Dacă se fac notațiile:

$$\frac{\omega_0}{T_1} = \frac{1}{M_1'} \quad \frac{\omega_0}{T_2} = \frac{1}{M_2'}$$

și ținîndu-se seama de expresiile lui P_{e1} , P_{e2} (relațiile (3.49)), relația (4.17) devine:

$$\frac{d^2\delta_{12}}{dt^2} = \left[\frac{P_{m1}}{M_1'} - \frac{P_{m2}}{M_2'} \right] - \frac{1}{M_1'} \cdot \frac{e_1^2}{Z_{11}} \cdot \sin\alpha_{11} + \frac{1}{M_2'} \cdot \frac{e_2^2}{Z_{22}} \sin\alpha_{22} -$$

$$- \frac{1}{M_1'} \cdot \frac{e_1 \cdot e_2}{Z_{12}} \sin(\delta_{12} - \alpha_{12}) - \frac{1}{M_2'} \cdot \frac{e_1 \cdot e_2}{Z_{12}} \sin(\delta_{12} + \alpha_{12}) \quad (4.18)$$

Dar: $\dot{\omega}_{12} = \frac{d\omega_{12}}{dt} = \frac{d\omega_{12}}{d\delta_{12}} \cdot \frac{d\delta_{12}}{dt} = \omega_{12} \frac{d\omega_{12}}{d\delta_{12}} \cdot \frac{d^2\delta_{12}}{dt^2}$

astfel că relația (4.18) devine:

$$\omega_{12} \frac{d\omega_{12}}{d\delta_{12}} = \left[\frac{P_{m1}}{M_1'} - \frac{P_{m2}}{M_2'} \right] - \frac{1}{M_1'} \cdot \frac{e_1^2}{Z_{11}} \sin\alpha_{11} + \frac{1}{M_2'} \cdot \frac{e_2^2}{Z_{22}} \sin\alpha_{22} -$$

$$- \frac{e_1 \cdot e_2}{Z_{12}} \left[\frac{\sin(\delta_{12} - \alpha_{12})}{M_1'} + \frac{\sin(\delta_{12} + \alpha_{12})}{M_2'} \right] \quad (4.19)$$

Prin integrare și înmulțire cu $M_1' \cdot M_2'$, relația (4.19) devine:

$$M_1' M_2' \frac{\omega_{12}^2}{2} = \left[\frac{P_{m1}}{M_1'} - \frac{P_{m2}}{M_2'} \right] M_1' M_2' \delta_{12} - \left[M_2' \cdot \frac{e_1^2}{Z_{11}} \sin\alpha_{11} - M_1' \cdot \frac{e_2^2}{Z_{22}} \sin\alpha_{22} \right] \cdot \delta_{12} -$$

$$- \frac{e_1 \cdot e_2}{Z_{12}} \cdot \left[M_2' \cos(\delta_{12} - \alpha_{12}) + M_1' \cos(\delta_{12} + \alpha_{12}) \right] + C \quad (4.20)$$

C fiind constantă de integrare, a cărei valoare se determină din condiții inițiale.

Funcția corespunzătoare diferenței dintre cei doi membri ai ecuației (4.20), este o funcție Liapunov și valoarea ei calculată la diferite momente ale procesului tranzitoriu permite evaluarea calității dinamice de ansamblu a procesului tranzitoriu.

4.1.4.2. Funcție Liapunov în cazul unei mașini ce debitează o o bară de putere infinită, cu considerarea reglajelor /56/, /132/

Intr-o formă mai generală, ecuația de mișcare a
..//..

unui GS se poate scrie:

$$\frac{J}{p} \cdot \frac{d^2\delta}{dt^2} + k \frac{d\delta}{dt} + M_s(\delta) = M_m \quad (4.21)$$

unde $M_s(\delta)$ este cuplul sincron, funcție de unghiul δ , iar M_m cuplul mecanic. Dacă regulatorul de turație este foarte rapid, M_m se poate scrie:

$$M_m = M_{m0} - \beta \cdot (\omega - \omega_0),$$

β fiind o constantă mai mare ca zero.

Astfel, ecuația (4.20) devine:

$$\frac{J}{p} \frac{d^2\delta}{dt^2} + k_1 \frac{d\delta}{dt} + M_0 \cdot \varphi(\delta) = M_{m0} \quad (4.22)$$

unde $k_1 = k + \beta$, iar $M_s(\delta) = M_0 \cdot \varphi(\delta)$

Punctul stabil de funcționare al generatorului corespunde la un δ_1 , astfel ca $M_0 \cdot \varphi(\delta_1) = M_{m0}$ și se pune problema determinării abaterii de la această stare. În acest scop se definește o funcție $f(U)$ astfel:

$$f(U) = pM_0 [\varphi(U + \delta_1) - \varphi(\delta)] / j \quad (4.23)$$

ce permite scrierea ecuației (4.23), sub forma:

$$\frac{d^2\delta}{dt^2} + a \frac{d\delta}{dt} + f(\delta - \delta_1) = 0 \quad (4.24)$$

unde:

$$a = \frac{k_1 \cdot p}{j}$$

Făcîndu-se notațiile: $x_1 = \delta - \delta_1$ și $x_2 = \dot{\omega} - \dot{\omega}_0$ ecuația (4.24) este echivalentă cu sistemul:

$$\frac{dx_1}{dt} = x_2 \quad \frac{dx_2}{dt} = -ax_2 - f(x_1) \quad (4.25)$$

Admițându-se pentru regulatorul de turație o funcție de transfer de forma:

$$Y(s) = \frac{m(s)}{n(s)}, \text{ ecuația (4.25) devine.}$$

$$[s^2 + as] \cdot n(s)y + bsm(s)y + f[ns(y)] = 0 \quad (4.26)$$

unde: $b = \frac{p}{j}$, iar $s = \frac{d}{dt}$ este operatorul complex.

Variabila y este definită prin relația $n(s)y = \delta - \delta_1$, iar cît privește ecuația (4.26), aceasta se poate reduce la (4.24), pentru $y(0) = 0$.

Ecuațiile (4.26) și (4.24) pot fi reunite într-o singură ecuație de forma:

$$P(s)y + f[Q(s)] \cdot y = 0 \quad (4.27)$$

unde $P(s)$ și $Q(s)$ sînt polinoame, iar $f(0) = 0$

Funcția lui Liapunov se determină din ecuația (4.27) și are expresia:

$$V(x) = \int_{t_1(0)}^{t_2(x)} [(1 + \alpha s)Q(s) \cdot Z \cdot R(s) - (R(s) \cdot Z)^2] \cdot dt + \alpha \cdot \int_{t_1(0)}^{t_2(x)} f(Q(s) \cdot Z) \cdot s \cdot Q(s) \cdot Z \cdot dt \quad (4.28)$$

unde,

α - este o constantă pozitivă astfel aleasă încît $(1 + \alpha \cdot s) \cdot Q(s)/P(s)$ este o funcție reală pozitivă;

$R(s)$ - este un factor spectral mai mic ca 0, al polinomului $(1 + \alpha \cdot s) \cdot Q(s) \cdot P(-s)$,

Z - o funcție de timp, $Z = Z(t)$ ce îndeplinește condițiile:

$$\text{la } t=t_1 \quad Z = \frac{dZ}{dt} = \frac{d^2Z}{dt^2} = \dots = \frac{d^{n-1}Z}{dt^{n-1}} = 0 \quad \text{și}$$

$$t=t_2 \quad Z = x_1, \frac{dZ}{dt} = x_2, \dots, \frac{d^{n-1}Z}{dt^{n-1}} = x_n$$

.. // ..

4.2. Optimizarea funcționării sistemelor
electrice în regimuri tranzitorii
Preocupări și tendințe

Optimizarea funcționării SE în regimuri tranzitorii, sau mai exact conducerea optimă a sistemului pe durata unui proces tranzitoriu este o problemă complexă, adoptată din teoria generală a sistemelor, motiv pentru care este necesar a formula mai întâi problema de optim.

4.2.1. Formularea problemei de optim
/20, p.7-10/, /56, p.8-12/

Dacă se consideră un sistem, a cărui dinamică este descrisă prin ecuațiile:

$$\dot{\phi} = (T, U, O, X, Y, G, f_1, f_2) \quad (4.29)$$

și $\bar{O} \subset O$ este clasa comenzilor admisibile, iar $S_0 \subset T * X * Y$ mulțimea țintă (sau terminală), comanda $\sigma \in O$ transferă faza inițială (t_0, x_0) pe S_0 , dacă mulțimea descrisă de:

$\{(t, f_1(t; t_0, x_0, \sigma), f_2(t, f_1(t; t_0, x_0, \sigma))) \mid t \geq t_0\}$ "întâlnește S_0 . Momentul t_1 la care are loc aducerea sistemului în S_0 se numește timp de transfer, iar $x_1 = f_1(t_1; t_0, x_0, \sigma)$ stare de transfer.

Dacă se consideră în plus $y_1 = f_2(t_1, x_1)$ și funcție $M(t, x, y, f_1, o, f_2)$ definită de mulțimea $T * X * Y * X^T * O * Y^T$ reală, iar dacă " σ " transferă (t_0, x_0) pe S_0 , atunci valoarea reală descrisă de expresia:

$$M(t_1, x_1, y_1, \varrho(t_0, t_1], (t_0, x_0, \sigma), \sigma(t_0, t_1], f_2(t_0, t_1], (f_1(t_0, x_0, \sigma))) \quad (4.30)$$

se numește indicele de performanță al comenzii $\sigma(t_0, t_1)$ relativ la faza inițială (t_0, x_0) și se notează prescurtat cu $J(t_0, x_0, \sigma)$, primii doi parametri precizînd starea inițială a sistemului, iar al treilea comanda ce efectuează transferul.

Dîndu-se sistemul dinamic $\dot{\phi}$, clasa comenzilor

..//..

admisibile \bar{O} , mulțimea țintă S_0 , mulțimea condițiilor inițiale $I \in T \times X$, indicele de performanță J , conducerea optimală reclamă a se stabili pentru fiecare fază $(t_0, x_0) \in I$ o comandă $\sigma \in \bar{O}$, care să transfere faza inițială pe S_0 , astfel încât indicele de performanță J să fie exterminat (minimizat sau maximizat).

Indicele de performanță J se poate descompune într-un indice de performanță terminal $J'(t_1, x_1)$ și unul de-a lungul traiectoriei de transfer J'' ; acesta din urmă avînd expresia:

$$J'' = \int_0^{t_1} L(t, x(t), u(t)) dt \quad (4.31)$$

Legată de problema de optim, este și legea de reglare. Ea permite diversificarea problemelor de conducere optimă. Astfel, aplicația $k: T \times X \rightarrow U$, definește o lege de reglare, dacă aplicația: $\sigma: t \rightarrow u(t) = k(t, f_1(t, z, x, o))$ (4.32) definește pe "o" ca element al lui "O".

Cu acestea, problema conducerii optimale se rezumă ca în condiții inițiale date ale sistemului Φ , să se găsească o lege de reglare, astfel încât orice soluție a ecuației $dx/dt = f(t, x, k(t, x))$ - (4.33) - să transfere (t_0, x_0) pe S și să minimizeze indicele de performanță al comenzii o , definită prin $u(t) = k(t, x(t))$, relativ la (t_0, x_0) .

Dintre cele mai reprezentative probleme de optimalitate se menționează:

- problema poziției terminale (se dă starea finală (\bar{x}_1, t_1) și se cere ca la momentul final t_1 mărimea de stare (x) să fie cât mai aproape de \bar{x}_1);

- problema timpului minim (transferul de stare de la starea inițială (x_0, t_0) la aceea finală (\bar{x}_1, t_1) trebuie să se efectueze astfel ca t_1 să fie minim);

- problema reglării (în starea inițială (x_0, t_0) sistemul este scos din poziția de echilibru ; se cere reducerea lui "spre"echilibru cu un "minim de efort");

- problema interceptiei (se dă o țintă mișcătoare și se cere atingerea ei în timp minim);

- problema transferului minim de energie (se cere transferul $(t_0, x_0) \rightarrow (t_1, x_1)$ cu un efort minim de comandă), etc.

Deci, abordîndu-se o problemă de optimizare trebuie precizat tipul ei, condițiile sistemului, indicele de per-

formanță, modalitatea de realizare a conducerii sistemului pe durata transferului. Acestea depind în mare măsură atât de scopul propus, cât și de particularitățile pe care le prezintă sistemul considerat.

Astfel, în condițiile SE cunoașterea parametrilor acestuia, a posibilităților lor de modificare în condițiile unor anumite legi de reglare este fundamentală.

4.2.2. Parametrii unui SE; clasificarea lor sub aspectul modificării valorilor lor în vederea îmbunătățirii performanțelor tranzitorii a sistemului

Analiza tuturor parametrilor^{ce} intervin în modelul matematic al SE de mai multe mașini este foarte importantă și aceasta în vederea stabilirii acelor parametri care sînt susceptibili de a fi modificați astfel încît pe ansamblul sistemului, cât și la nivelul fiecărui element să se asigure în condiții tehnico-economice, condițiile de stabilitate tranzitorie optime. Astfel, parametrii unui SE se pot clasifica după cum urmează:

- parametrii elementelor de bază ale sistemului (A), (generator, transformator, linii, sarcină). Acești parametri sînt impuși de proiectant, valorile lui rezultînd în urma unor calcule tehnico-economice, mai puțin din considerente de stabilitate tranzitorie. În plus, de cele mai multe ori tendințele manifestate în cadrul acestor calcule contravin cerințelor impuse de stabilitatea sistemului;

- parametrii elementelor (sau echipamentelor) auxiliare (B), (sistemul de excitație și reglare a tensiunii, regulatorul automat de turație și frecvență). Parametrii acestor echipamente pot fi la rîndul lor:

- ficși (constanți) ca valoare (B_1); stabiliți în procesul de proiectare, avîndu-se în vedere și condițiile de stabilitate. Astfel, sînt constantele de timp ale excitatoarelor, ale unor componente ale regulatorului de tensiune, sau de turație;
- variabili (reglabili) ca valoare (B_2); sînt parametrii sistemului de reglare a excitației și a turației, ce pot fi modificați în procesul de optimizare a acestora. Din această categorie fac parte îndeosebi factorii de amplificare și constantele derivate ale reglatoarelor de tensiune;

- parametrii de sistem (C). Sînt parametrii ce definesc regimul normal al SE: tensiunile în noduri, puterile electrice sau mecanice ale surselor, frecvența etc.

Obișnuit, parametrii de sistem și cei ai elementelor de bază sînt impuși, astfel încît o tentativă de optimizare, respectiv de îmbunătățire a condițiilor de stabilitate tranzitorie în condițiile unei avarii date se poate realiza practic prin modificarea valorilor parametrilor instalațiilor auxiliare.

Firește, dacă prin aceasta nu se obține îmbunătățirea propusă, se va trece la modificarea parametrilor de bază. Este de dorit pe cît posibil ca ultima etapă să fie evitată, întrucît ea afectează necorespunzător aspectul economic al soluției pe ansamblul ei. Dar, trebuie subliniat însă de la început, că este de așteptat ca îmbunătățirea condițiilor de stabilitate, prin "reglarea" în principal a parametrilor echipamentelor auxiliare, să reclame din partea acestora unele performanțe (exigențe) sporite, care ar putea fi comparate în anumite situații cu modificarea unor parametri ai elementelor de bază.

4.2.3. Preocupări și tendințe privind optimizarea comportării SE în regimuri tranzitorii

Problema optimizării funcționării unui SE pe durata unor regimuri tranzitorii prezintă dificultăți deosebite. Acestea rezidă atît din necesitatea de a lua în considerare sisteme de ecuații neliniare ce descriu comportarea mașinilor electrice și a elementelor sale auxiliare, cît și a constrîngerilor introduse de rețeaua de legătură. La acestea se adaugă în plus și ecuațiile corespunzătoare controlului.

Ca urmare, tehnicile de optimizare elaborate la nivelul SE au urmat ^{două} direcții principale: a/. liniarizarea modelelor matematice /59/, /62/, /66/, /87/, /97/, sau b/. descompunerea SE pe componente (sau nivele de control) și optimizarea fiecăreia dintre ele /87/, /131/, corespunzător scopului propus. Firește, nu a fost exclusă nici combinarea lor /13/.

In ceea ce privește natura problemei de optima-

..//..

litate se disting îndeosebi următoarele tendințe:

- realizarea în urma procesului tranzitoriu a unei stări cât mai stabile /57/, /81/, /97/, /128/, /130/. Dacă procesul corespunde unei "mici deplasări" de la poziția inițială problema aparține stabilității dinamice la mici oscilații a sistemului, iar dacă starea rezultantă este una staționară, la calculul rezervei de stabilitate statică. În legătură cu primul aspect s-au obținut rezultate utile folosindu-se criteriul Nyquist /57/, /81/, locul rădăcinilor /62/, /97/, /115/, metoda separării planelor /118/, /130/. Aici, o mare importanță prezintă ecuația caracteristică a sistemului de ecuații diferențiale, respectiv rădăcinile ei, precum și vectorii sau valorile proprii ale matricei coeficienților variabilelor de stare;

- aducerea sistemului din starea inițială în aceea finală (cunoscută) într-un "timp minim" (sau cu o viteză maximă), /101/, /102/, adică:

$$\int_{t_0}^{t_f} dt = \min \quad (4.34);$$

- transferul sistemului între cele două stări ce mărginesc procesul tranzitoriu considerat cu un minim de energie (sau efort minim) corespunzător unei traiectorii optime /34/, /59/, /66/, /88/, /131/;

- urmărirea cu deviații minime (sau cât mai "strînsă") a valorilor optime a variabilelor de stare a sistemului /64/, /80/, /112/, /113/.

Legat de natura problemei de optimalitate sînt firește și modalitățile de definire a indicilor de performanță sau a funcțiilor de cost. Astfel, ca indicatori de calitate s-au folosit indici și criterii de calitate dinamică: eroarea variabilelor de stare /59/, eroarea pătrată /66/, /88/, rădăcinile ecuației caracteristice /34/, /62/, /118/, /130/, durata reglării /101/, /102/, funcții pătratice de stare (energia sistemului în particular), /34/, /112/, /120/, /130/ etc.

Trebuie remarcată atît contribuția lui Spooner

și Rideout /66/ privind generalizarea criteriului erorii. Expresia funcției corespunzătoare, în formă generalizată este următoarea:

$$E_N(\tau) = 1 + \frac{\dot{\Phi}_{00}(0)}{\dot{\Phi}_{ii}(0)} - \frac{2\dot{\Phi}_{i0}(\tau)}{\dot{\Phi}_{ii}(0)} \quad (4.35)$$

unde:

$E_N(\tau)$ este eroarea generalizată la momentul τ ,
 $\dot{\Phi}_{ii}(0)$, $\dot{\Phi}_{00}(0)$ - funcțiile de autocorelare ale sistemului intrare-ieșire, la momentul inițial ($t=0$);

$\dot{\Phi}_{i0}(\tau)$ - funcția corespunzătoare corelației de transfer a sistemului la momentul $t=\tau$.

Combinarea criteriului dat de relația (4.35) cu tehnica oferită de procesele Markov au permis lui Ganesan și Fleming /65/ abordarea problemei de optimizare a parametrilor reguletoarelor de turație a generatoarelor în condițiile unor jocuri aleatoare de putere.

Tot pe linia rezultatelor deosebite obținute în optimizarea funcționării SE și în particular a reguletoarelor ce echipează generatoarele acestuia, trebuie menționate criteriile standard Whitley, Butterworth și Binamiel /59/, ce permit ajustarea coeficienților ecuației caracteristice a sistemului prin comparație cu forma standard. Vor rezulta astfel valorile optime ale parametrilor regulatorului adoptat. Astfel, pentru un regulator de tensiune corespunzător unui generator ce debitează într-un sistem de putere infinită și a cărei ecuație caracteristică este de gradul patru, formele standard ale criteriilor mai sus menționate sînt după cum urmează:

$$s^4 + 2.1.D.s^3 + 3.4.D^2.s^2 + 2.6.D^3.s + D^4 \quad (4.36)$$

$$s^4 + 2.6.D.s^3 + 3.4.D^2.s^2 + 4.D^3.s + D^4 \quad (4.37)$$

$$s^4 + 4.1.D.s^3 + 6.D^2.s^2 + 4.D^3.s + D^4 \quad (4.38)$$

În relațiile (4.36), (4.37), (4.38), „s” este operatorul d/dt , iar D un parametru ce poate lua o gamă largă de valori.

Tehnici mai complete de optimizare folosesc două

..//..

etape de optimizare și corespunzător fiecăreia îi definesc câte un indice de performanță.

Astfel, /80/, pentru un SE de „n” generatoare, descris de ecuațiile:

$$x = f(x) + Bu \quad (4.39)$$

unde:

$$x = (\delta_1, \delta_2, \dots, \delta_n) \text{ este unghiul mașinii „}i\text{”}$$

$$u = (u_1, u_2, \dots, u_n) \text{ puterea adițională de reglaj la mașina „}i\text{”}$$

$$B = \begin{cases} M_i'^{-1} & \text{pt. } k = i+n, M_i' - \text{fiind constanta de inerție a} \\ 0 & \text{pt. } k \neq i+n \end{cases} \quad \text{grupului „}i\text{”}$$

iar,

$$f(x) = \begin{cases} \omega_k & \text{pentru } k < n \\ M_j'^{-1} \cdot [P_j - P_{e_j} - D_j \omega_j] & \text{pentru } j = k-n \text{ și } k > n; \end{cases}$$

P_j - puterea mecanică a mașinii „j”, iar $P_{e_j} = E_j \sum_{m=1}^{m=n} E_m \gamma_{jm} \cdot \cos(\theta_{jm} - \delta_{jm} + \delta_m^j)$
puterea electrică a aceleiași mașini.

dacă se impune ca pe durata procesului de funcționare deplasarea punctului de funcționare să se efectueze pe traiectoria de forma:

$$x_k = \begin{cases} \delta_k + \alpha_k \cdot h_k & \text{pentru } k \leq n \\ \alpha_j \cdot h_j(1) & \text{unde } j = k-n, \text{ iar } k > n \end{cases} \quad (4.40)$$

unde $\alpha_j = (\delta_j^f - \delta_1^0)$, iar $h_j \in H$ este un vector real „n” dimensional definit pe $[0, T]$ de componente $h_j^{(1)}, h_j^{(2)}, h_j^{(3)}, \dots$, se folosește pentru prima etapă de optimizare un indice de performanță de forma:

$$J_1(x, u(x)) = \frac{1}{T^2} \int g(x, x^{(2)}, u(x)) dt \quad (4.41)$$

unde:

$$g(x, x^{(2)}, u(x)) = \|A_1^0(x - x_f)\|^2 + \|A_2[f(x) + B_u(x)]\|^2 + \|A_3 x^{(2)}\|^2$$

iar

$$A_1 = \text{diag}(a_{1k}) \quad a_{1k} = \begin{cases} 1, k \leq n \\ T, k > n \end{cases} \quad (4.42)$$

$$A_2 = \text{diag}(a_{2k}) \quad a_{2k} = \begin{cases} T \cdot \alpha_k^{-1}, k \leq n \\ T^2 \cdot \alpha_j^{-1}, j=k-n, k > n \end{cases}$$

$$A_3 = \text{diag}(a_{3k}) \quad a_{3k} = \begin{cases} 0, k \leq n \\ T^3 \cdot \alpha_j^{-1}, j=k-n, k > n, \end{cases}$$

sau

$$J_2(h) = \frac{1}{T^2} \cdot \int g_1(h, h^{(1)}, h^{(2)}, h^{(3)}) dt \quad (4.43)$$

unde:

$$g_1(h, h^{(1)}, h^{(2)}, h^{(3)}) = \|\alpha \cdot (1-h)\|^2 + \|T\alpha h^{(1)}\|^2 + \|Th^{(1)}\|^2 + \|T^2 \cdot h^{(2)}\|^2 + \|T^3 \cdot h^{(3)}\|^2 \quad (4.44)$$

Prin minimizarea lui $J_j(h)$ definit cu (4.43) se obțin "i" ecuații de forma:

$$T^6 h_i^{(6)} - T^6 h_i^{(4)} + T^2 (\alpha_i^2 + 1) h_i^2 - \alpha_i^2 h_i - \alpha_i^2 h_i + \alpha_i^2 = 0 \quad (4.45),$$

a căror soluții corespund unui optim global avînd expresia:

$$h_i(t) = 1 + C_1 \cdot e^{\Gamma_1 t} + C_2 \cdot e^{\Gamma_2 t} + e^{\Gamma_2 t} \cdot [C_3 \cdot \cos(\Gamma_3 t) + C_4 \cdot \sin(\Gamma_3 t)] + e^{-\Gamma_2 t} \cdot [C_5 \cdot \cos(\Gamma_3 t) + C_6 \cdot \sin(\Gamma_3 t)] \quad (4.46)$$

unde:

$\pm \Gamma_{1i}$ și $\pm \Gamma_{2i} \pm j \cdot \Gamma_{3i}$ reprezintă cele 6 rădăcini caracteristice asociate cu ecuațiile i, iar $C_{i1} \dots C_{i6}$ sînt constante ce se determină din condiții inițiale.

Reglajul optimal pe timpul fixat $t \in [0, T]$ este astfel dat de relația:

$$u_i(t) = M' \cdot \alpha_i \cdot h_i^{(2)}(t) + D_i \cdot \alpha_i \cdot h_i^{(1)}(t) - P_{mi} + P_{ei}(t) \quad (4.47)$$

În a doua treaptă de optimizare se definește un indice de performanță de forma:

$$J_2 = J_1 + \gamma_{\max} \cdot V_i \quad (4.48)$$

unde:

$$V_i = \begin{cases} \max(|u_i^M|, |u_i^m|), & u_i^m > k_i \text{ și } u_i^M < k_{li} \\ \infty & u_i^m < k_i, u_i^M \geq k_{li} \end{cases} \quad (4.49)$$

iar,

$$u_i^M = \max_{t \in [0, T]} [u_i(t)], \quad u_i^m = \min_{t \in [0, T]} [u_i(t)] \quad (4.50)$$

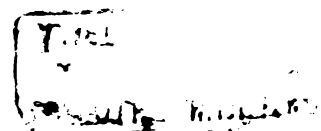
În relațiile (4.48), (4.49), (4.50) constantele k_i , k_{li} reprezintă puterile de reglaj minime și maxime disponibile la mașina "i", iar „ γ ” un parametru pondere. Reglajul optim se obține prin minimizarea lui J_2 în intervalul de timp $[0, T]$, generându-se astfel o traiectorie optimă de transfer a sistemului pe durata procesului tranzitoriu. Rezumând se poate afirma, în prima etapă de optimizare, pe baza unor traiectorii admisibile a rezultat forma optimă a traiectoriilor de deplasare, iar în a doua etapă s-au identificat acele traiectorii optime ce corespund posibilităților oferite de reglajele sistemului.

Extremizarea indicilor de performanță s-a realizat utilizându-se: gradientul de potențial /120/, calculul variațional /80/, /87/, principiul maximului lui Pontriagin /101/, /102/, /103/, sau procedeele clasice (multiplicator Lagrange, diferențială totală etc.) /62/, /97/.

În urma calculelor de optimizare se stabilesc:

- legile de variație a impedanțelor (sau admitanțelor) dintre generatoarele SE /64/, /82/, /101/, /102/;
- valorile parametrilor reglatoarelor de turație /29/, /66/, /88/;
- valorile parametrilor sistemelor de excitație și reglare a tensiunii /58/, /59/, /112/, /113/

...//...



- valorile parametrilor reguletoarelor de turație și a sistemelor de excitație și reglare a tensiunii /62/, /83/;
- legile de variație a semnalelor suplimentare de control /34/, /112/, /131/.

4.2.4. Critica metodelor actuale de optimizare a funcționării SE

Deși folosirea teoriei reglării automate la nivelul SE a permis obținerea unor aprecieri, rezultate și concluzii foarte utile, totuși acestea sînt încă departe de a satisface exigențele impuse de calitatea dinamică a proceselor tranzitorii.

Actualmente, nu există o metodologie clară și unitară de definire a caracteristicilor unor reglaje existente la nivelul unei centrale, de prevedere a încercărilor tip pentru identificarea parametrilor funcțiilor de transfer a acestora sau de ajustare a lor și cu atît mai puțin acesta la nivelul unui SE. Aici nu este suficient a estima starea sau comportarea unui singur element, ci comportarea tranzitorie de ansamblu a sistemului. Ca urmare, se impune stabilirea acelor criterii sau indici de calitate, respectiv definirea acelor funcții de performanță care să poată caracteriza întregul sistem. În acești indicatori trebuie cuprinși acele variabile de stare ce au un caracter cît mai sintetic și prezintă o sensibilitate maximă în raport cu parametrii de control.

La aceste inconveniente cu caracter general, datorate în principal complexității SE, se mai adaugă următoarele:

- multe din procedeele de optimizare existente sau în considerare dăr un singur generator și acesta conectat la un sistem de putere infinită /34/, /59/, /62/, /101/, /102/ /131/;
- modelul matematic folosit este liniar, corespunzînd unor deviații a parametrilor de stare în jurul punctului de funcționare /59/, /62/, /87/, /97/, /131/;
- unele din metode presupun în fază de aplicare cunoașterea legii de variație a variabilelor de stare ce intră

..//..

în componența indicilor de performanță /66/, /80/, /120/;

- aplicarea unor metode reclamate în prealabil aplicarea altor tehnici de optimizare, îndeosebi aceea a sensibilității parametrilor /62/, /130/, sau constau în etape succesive de aplicare /80/ ridicând astfel gradul de complexitate al problemei.

4.3. Metoda de optimizare propusă

Avându-se în vedere problemele ridicate de optimizarea sistemelor în general și în particular a sistemelor electrice ce parcurg procese tranzitorii, de limitările și neajunsurile existente în aplicarea actualelor metode de optimizare, autorul lucrării și-a propus stabilirea unei metode originale care să îmbunătățească atât calitatea metodei, cât și aplicarea ei în condițiile unui sistem electric de două generatoare.

În acest scop urmează să fie soluționate următoarele probleme:

- stabilirea indicelui de performanță și a legii de optimalitate;
- desemnarea parametrilor SE adecvați de a fi modificați, astfel încât în condiții tehnico-economice să minimizeze indicele de performanță;
- determinarea funcției de corelație dintre indicii de performanță și parametrii variabili;

4.3.1. Stabilirea indicelui de performanță și a legii de optimalitate

La stabilirea indicelui de performanță s-a avut în vedere ca acesta să îndeplinească următoarele proprietăți:

- să corespundă unui indicator cât mai sintetic al procesului tranzitoriu parcurs de ansamblul celor două centrale ce lucrează pe o sarcină comună, ușor de calculat urmărit și interpretat;

..//..

- să fie un indicator integral (sau cu un pronunțat caracter integral, întrucât numai aceștia asigură o caracterizare completă și riguroasă a procesului tranzitoriu;

- evoluția lui pe durata procesului tranzitoriu să fie ușor de prestabilit, păstrând o anumită stabilitate în forma de variație în raport cu parametrii variabili;

- să prezinte o sensibilitate cât mai sporită relativ la parametrii reglabili, pentru a putea reflecta efectul modificării acestor parametri, mijlocul de asigurare a condițiilor optime de funcționare tranzitorie a SE.

Se poate constata prin urmare, că cerințele impuse indicelui de performanță sînt suficient de numeroase pe de o parte și contradictorii pe de altă parte.

În aceste condiții s-a propus un indicator integral de tipul I_2 , adică:

$$I_2 = \int_0^t |X_i(t) - X_2| \cdot dt \quad (4.51)$$

unde: $X_i = \delta_{12} = \delta_1 - \delta_2$ sau $X_i = \omega_{12} = \omega_1 - \omega_2$

$$(4.52)$$

Astfel, apar în discuție doi indicatori:

$$I_2^1 = \int_0^t |\delta_{12}(t) - \delta_{12}^f| dt \quad \text{și} \quad I_2^2 = \int_0^t |\omega_{12}(t) - \omega_{12}^f| dt \quad (4.53)$$

sau dacă se are în vedere că $\omega_{12}^f = 0$, ultima expresie, (4.53), devine:

$$I_2^2 = \int_0^t |\omega_{12}(t)| dt \quad (4.54)$$

Relația (4.51) mai poate fi scrisă sub forma unei sume:

$$I_2' = \sum |X_i(t) - X_2| \cdot \Delta t_i \quad (4.55)$$

sau dacă $X_i(t)$ prezintă o variație de formă oscilatorie (ca în fig. 4.4., a/, b/).

..//..

însă fără îndoială a stabili în ce măsură indicatorii I_2^1 și I_2^2 (rel. (4.53)) pot fi reduși la I_2^0 .

Cît privește legea de optimalitate, corespunzătoare unui indice de performanță $J = \sum |a_m|$ (4.59), aceasta corespunde unei reglări cu minim de efort.

4.3.2. Desemnarea parametrilor SE adecvați de a fi modificați în procesul de optimizare

La 4.2.2. s-a prezentat o clasificare a parametrilor unui SE sub aspectul modificării valorilor lui, în vederea optimizării comportării tranzitorii a acestuia. S-a arătat că parametrii reglabili B_2 (parametrii RAT și RAV) se pretează la această modificare, fără a afecta sensibil aspectul economic al problemei. Dintre aceștia, fac parte factorii de amplificare și constantele de timp ale RAT. Parametrii RAV sînt mai puțin semnificativi în cadrul acestui proces de optimizare, întrucît prezența RAV se face simțită abia după 0,5-0,8 secunde din momentul producerii perturbației, motiv pentru care nu s-a luat în considerare efectul modificării lor.

În ceea ce privește parametrii RAT, constantele de timp au un rol mai puțin important în cazul sistemelor clasice de excitație (mașini rotative, sau amplificatoare magnetice) deoarece valoarea lor variază într-o gamă relativ restrînsă ($T = 0,2-0,4$ s pentru mașini cu contacte alunecătoare și $0,05-0,07$ în cazul amplificatoarelor magnetice), iar pe de altă parte constanta de timp a excitatoarei este aceea semnificativă în sistemul de excitație și reglare a tensiunii, fiind de fapt și cea mai mare ca valoare ($0,3-0,5$ s) /32/, /128/.

Nu același lucru este în cazul sistemelor de excitație statice, cu tiristoare unde constanta de timp a elementului de execuție nu numai că are o valoare mult mai mică, de ordinul 10^{-2} secunde, dar poate varia și într-o gamă mai largă de valori ($0-0,01$ s, /128/). Din acest motiv, la un acord optim, coeficienții de amplificare ai RAT pot varia și ei într-o gamă largă de valori, dependent de valoarea constantelor de timp ale funcției de transfer a RAT. Dar, avîndu-se în vedere particularitățile SE național (o singură centra-

..//..

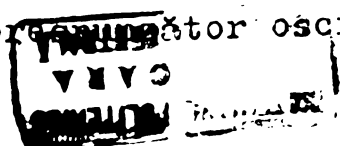
lă cu excitație statică), s-a considerat util ca optimizarea ansamblului celor două centrale ce debitează pe o sarcină comună să se realizeze doar prin modificarea coeficienților de amplificare ai RAT, restul parametrilor (inclusiv constantele de timp ale funcției de transfer a RAT) fiind constante și cunoscute.

4.3.3. Determinarea funcției de corelație dintre indicele de performanță și parametrii variabili

În scopul determinării funcției de corelație dintre indicele de performanță definit cu relația (4.59) și corespunzător relațiilor (4.53), s-a considerat sistemul de două centrale (generatoare sincrone echivalente) prezentat în fig. 3.8, cu observația că s-au modificat impedanțele rețelei și consumatorului ($Z_{R_1} = 0,03 + j 0,35$; $Z_{R_2} = 0,1068 + j 0,94$; $Z_c = 1,158 + j 0,560$)¹ și aceasta pentru ca² sistemul să nu-și piardă stabilitatea atunci când coeficienții de amplificare ai RAT variază într-o gamă largă de valori. Perturbația admisă este un scurtcircuit simetric, deconectat după 0,15 secunde și produs pe o linie scurtă racordată pe bornele consumatorului complex. Cât privește coeficienții de amplificare ai RAT, acestora li s-au atribuit valorile: $k_1 = 1, 2, 5, 10, 15$ și $k_2 = 0,5; 1; 2,5; 10; 15; 20$.

Cu aceste valori s-au calculat pe durata regimului tranzitoriu (cca. 3 s):

- 1/. Unghiul dintre cele două mașini echivalente $\delta_{12}(t)$;
 - 2/. Alunecarea relativă dintre cele două mașini echivalente $\omega_{12}(t)$, precum și:
 - 3/. Dependența dintre primele șase amplitudini a oscilațiilor lui δ_{12} în funcție de k_2 , pentru k_1 constant;
 - 4/. dependența dintre primele șase amplitudini a oscilațiilor lui ω_{12} în funcție de k_2 , pentru $k_1 = \text{constant}$;
 - 5/. Gradul de amortizare corespunzător oscila-
- ..//..



țiilor 13, ψ_{13} , 35 ψ_{35} , 15, ψ_{15} pentru $\omega_{12}(t)$ determinat la 2/;

7/. Dependența sumelor modulelor amplitudinilor 12, $\Sigma|A|_{12}$, 34, $\Sigma|A|_{34}$, 56, $\Sigma|A|_{56}$ pentru $\delta_{12}(t)$, cunoscându-se dependențele 3/;

8/. Dependența sumelor modulelor amplitudinilor 12, $\Sigma|B|_{12}$, 34, $\Sigma|B|_{34}$, 56, $\Sigma|B|_{56}$ pentru $\omega_{12}(t)$, cunoscându-se dependențele 4/;

9/. Dependența sumelor modulelor amplitudinilor 1,3,5, $\Sigma|A|_{135}$ și 2,4,6, $\Sigma|A|_{2,4,6}$, pentru $\delta_{12}(t)$, cunoscându-se dependențele 3/;

10/. Dependența sumelor modulelor amplitudinilor 1,3,5, $\Sigma|B|_{135}$ și 2,4,6, $\Sigma|B|_{2,4,6}$, pentru $\omega_{12}(t)$, cunoscându-se dependențele 4/;

Din analiza rezultatelor obținute în legătură cu $\delta_{12}(t)$, a amplitudinilor și gradului de amortizare corespunzător (fig. 4.5; 4.6; 4.7; 4.8; 4.9; 4.10; 4.11) se desprind următoarele observații:

- evoluția lui δ_{12} în timp se realizează pe durata regimului tranzitoriu cu oscilații, prima oscilație având cea mai mare amplitudine;

- toate oscilațiile δ_{12} au amplitudinea sensibilă la variația lui k_1 și k_2 ; această sensibilitate crește la prima oscilație și pentru k_1 mari;

- perioada oscilațiilor lui $\delta_{12}(t)$ nu este aceeași, fiind mai mare în cazul primei oscilații și mai redusă la celelalte;

- perioada oscilațiilor lui $\delta_{12}(t)$ este practic aceeași la aceeași oscilație, pentru diferiți k_1 și k_2 ;

- la modificarea lui k_1 și k_2 , legea de variație a amplitudinii primei oscilații este aproximativ aceeași și anume A_1 crește cu creșterea lui k_1 și k_2 , dar la valori mari a lui k_1 și k_2 (>10) se constată o tendință de ușoară scădere;

- $|A_2|$ prezintă legi diferite de variație în funcție de k_1 și k_2 . Pentru valori mai mari a lui k_1 (<5),

..//..

se constată o tendință de creștere în raport cu k_2 , iar pentru $k_1 \geq 5$ legea devine mai complicată, dar cu tendință de creștere pentru valori mari a lui k_2 ;

- $|A_3|$ prezintă o ușoară creștere cu creșterea lui k_2 pentru $k_1 \leq 5$, iar pentru $k_1 > 5$ scade pînă la aproximativ $k_1 = k_2$, iar apoi crește cu creșterea lui k_2 ;

- $|A_4|$ prezintă o ușoară tendință de scădere în raport cu k_2 , pentru $k_1 < 5$, iar pentru $k_1 \geq 5$ o variație hiperbolică cu un minim la $k_1 = k_2$;

- $|A_5|$, $|A_6|$ urmăresc în general aceiași variație ca și $|A_4|$ fără însă să rezulte o stabilitate în raport cu creșterea lui k_1 și k_2 ;

- grad^u de amortizare ψ_{13} , respectiv ψ_{15} și ψ_{35} prezintă legi de variație, diferite în raport cu k_2 , pentru $k_1 < 5$, respectiv $k_1 > 5$; liniară în primul caz și hiperbolică în al doilea;

- suma modulelor amplitudinilor A_1 și A_2 , adică $\Sigma|A|_{12}$ prezintă o variație liniară, în raport cu k_2 , crescătoare pentru $k_1 \leq 5$ și scăzătoare pentru $k_1 > 5$;

- $\Sigma|A|_{34}$ și $\Sigma|A|_{56}$ nu prezintă aceiași lege de variație în raport cu k_1 și k_2 , dar pentru valori ale lui $k_1 > 5$ se constată o anumită stabilitate în forma de variație a celor două mărimi și anume o variație hiperbolică;

- $\Sigma|A|_{135}$ prezintă o variație relativ stabilă în raport cu k_1 și k_2 , de scădere în raport cu creșterea lui k_1 și de creștere în raport cu creșterea lui k_2 . Variația este liniară pentru $k_1 \leq 5$ și hiperbolică pentru $k_1 > 5$, cu minimumul la $k_2 = 7$ pentru $k_1 = 10$ și $k_2 = 12$ pentru $k_1 = 15$;

- $\Sigma|A|_{246}$ prezintă variații hiperbolice în raport cu k_2 și pentru $k_1 = \text{constant}$, dar curbele de variație sînt amplasate neuniform în funcție de k_1 , minimumul înregistrându-se pentru $k_1 = 5$ și $k_2 = 3$.

În concluzie, referitor la variația lui δ_{12} , ψ_{δ} , $|A|$, $\Sigma|A|$ în raport cu k_1 , k_2 pentru un proces tranzitoriu definit, se poate afirma că nu există o lege bine definită de variație a acestor mărimi, că atît $|A|$, cît și $\Sigma|A|$ nu sînt funcții monotone de k_1 și k_2 , iar oscilațiile

..//..

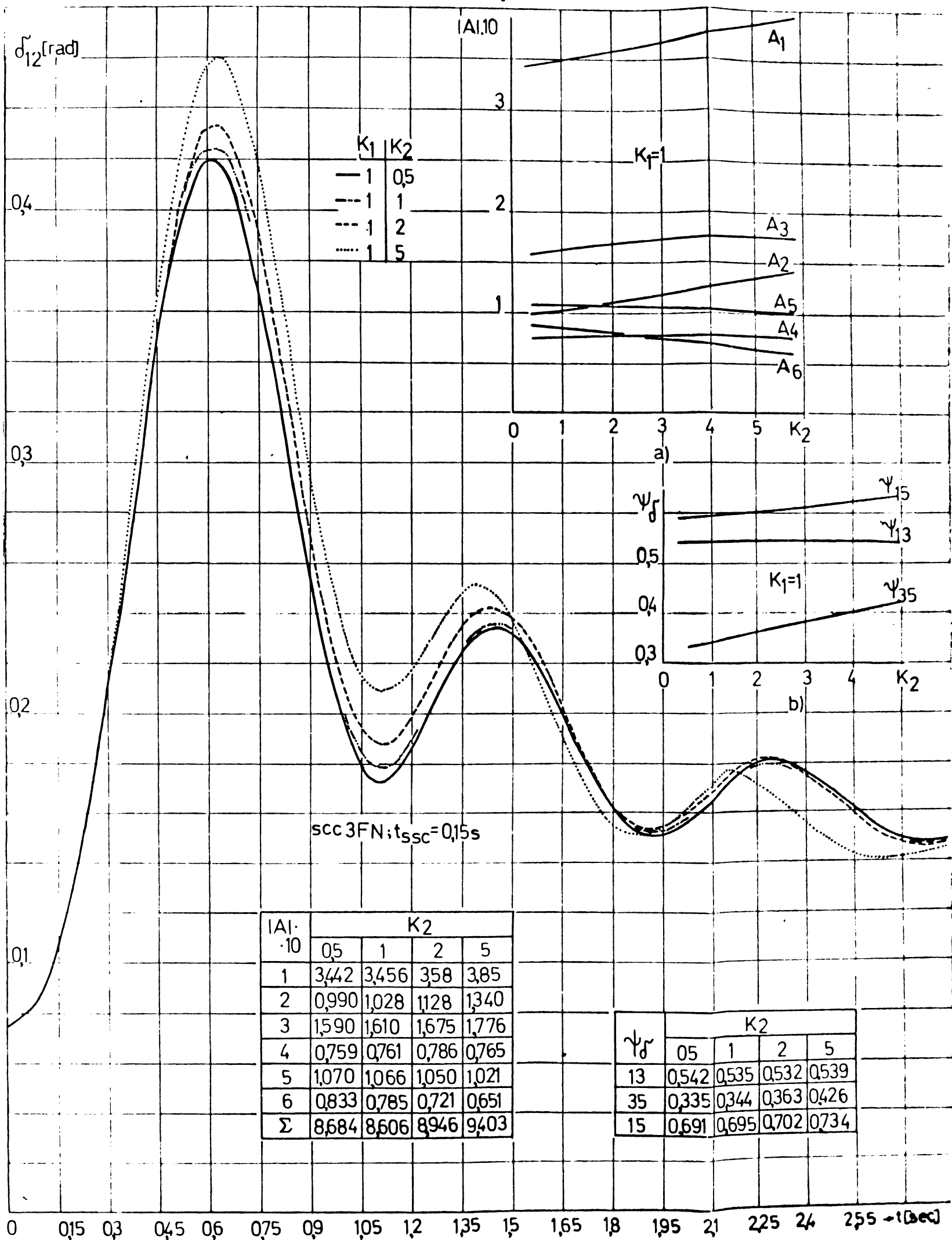


Fig4.5. Variația unghiului d_{12} în timp pentru $K_1=1$; $K_2=0,5; 1; 2; 5$.
 a) Variația amplitudinilor primelor oscilații $A=f(K_2)_{K_1=1}$.
 b) Variația gradului de amortizare a oscilațiilor lui d_{12} cu K_2 pentru $K_1=1$.

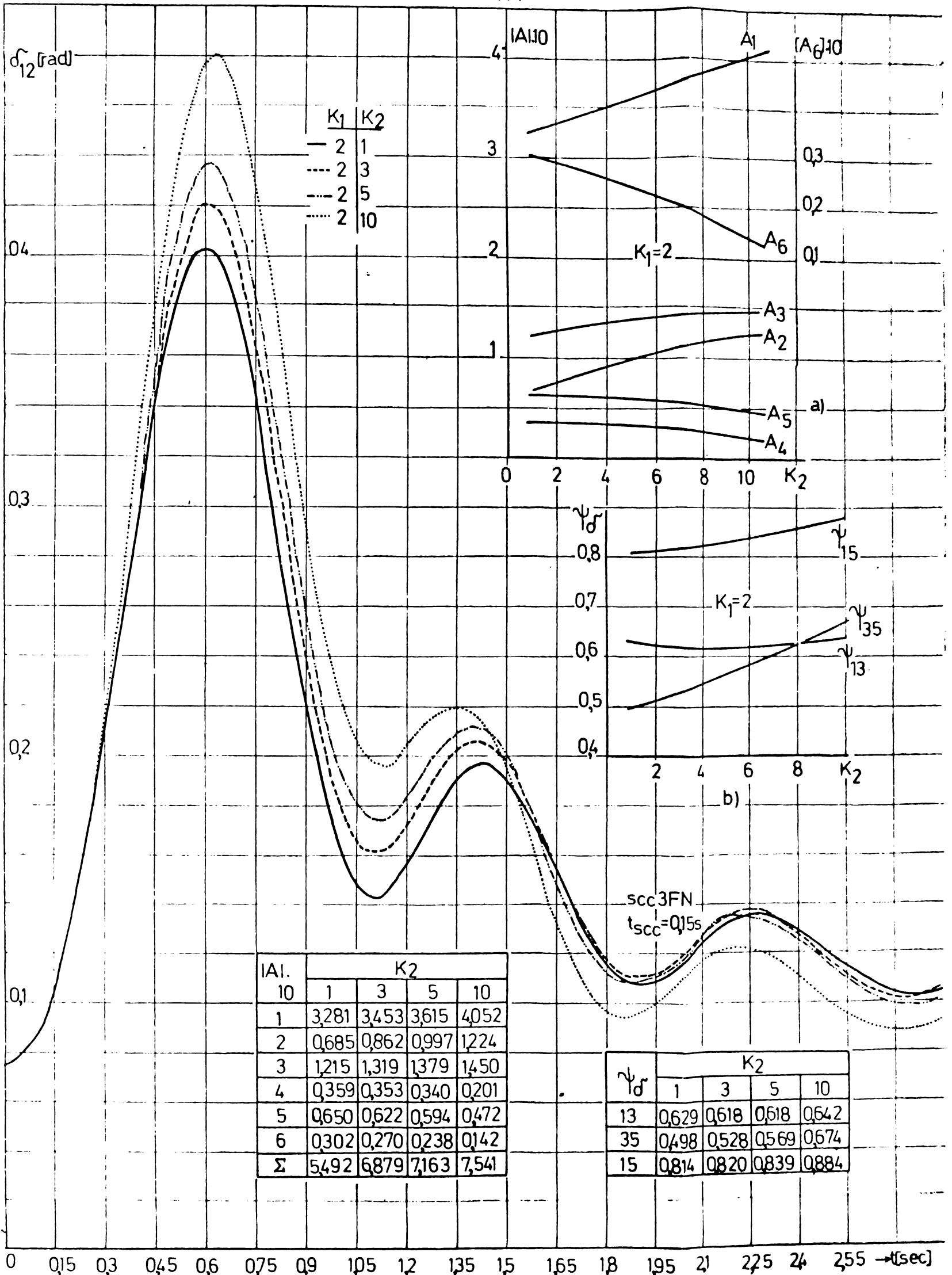


Fig 4.6 Variația unghiului σ_{12} în timp, pentru $K_1 = 2$ și $K_2 = 1, 3, 5, 10$.
 a) Variația amplitudinilor primelor oscilații $A = f(K_2)$ pentru $K_1 = 2$.
 b) Variația gradului de amortizare a oscilațiilor lui σ_{12} cu K_2 , pentru $K_1 = 2$.

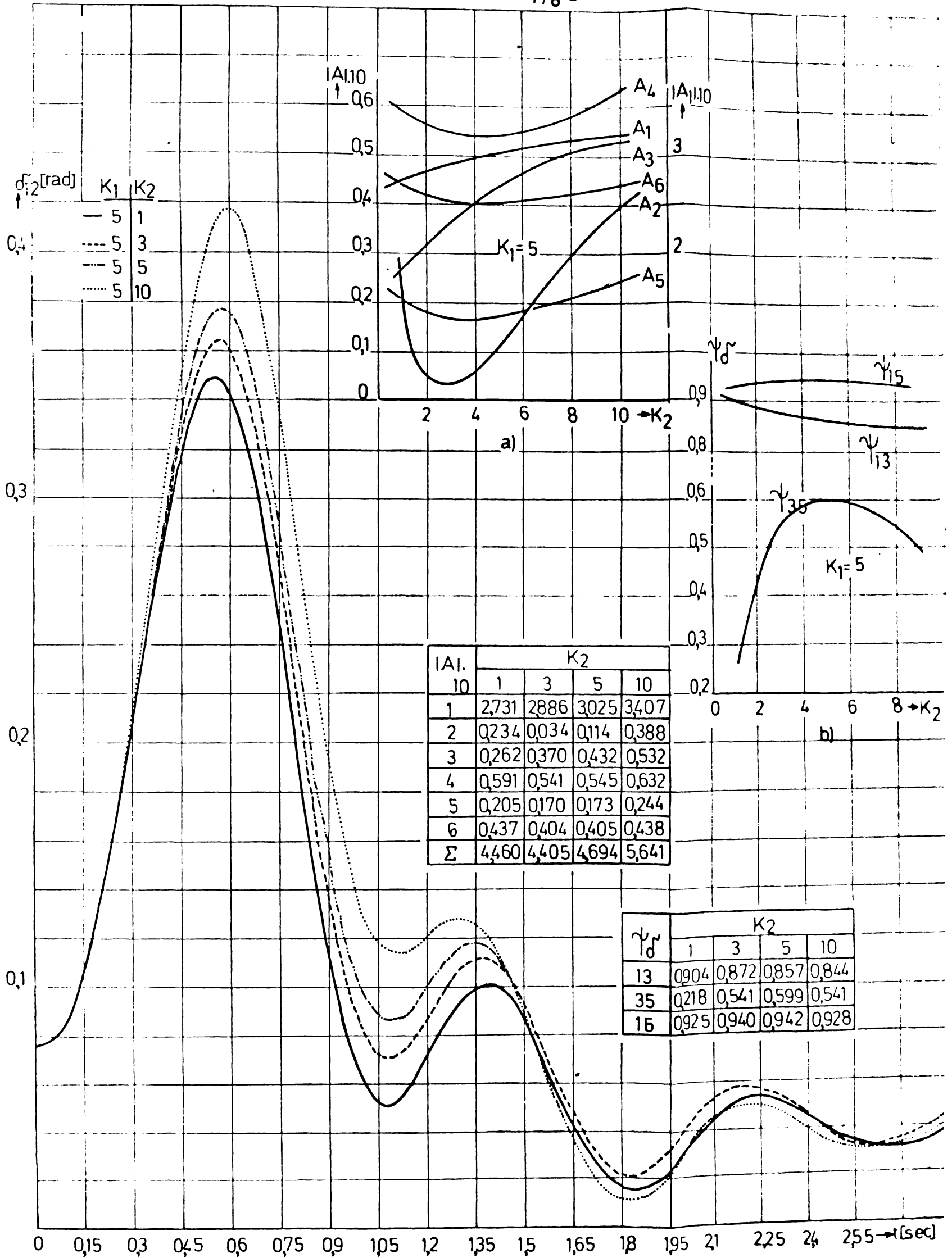


Fig.4.7 Variația unghiului d_{12} , pentru $K_1=5$ și $K_2=1,3,5,10$.
 a) Variația amplitudinilor primelor oscilații $A=f(K_2)$ pentru $K_1=5$.
 b) Variația gradului de amortizare a oscilațiilor lui d_{12} cu K_2 pentru $K_1=5$.

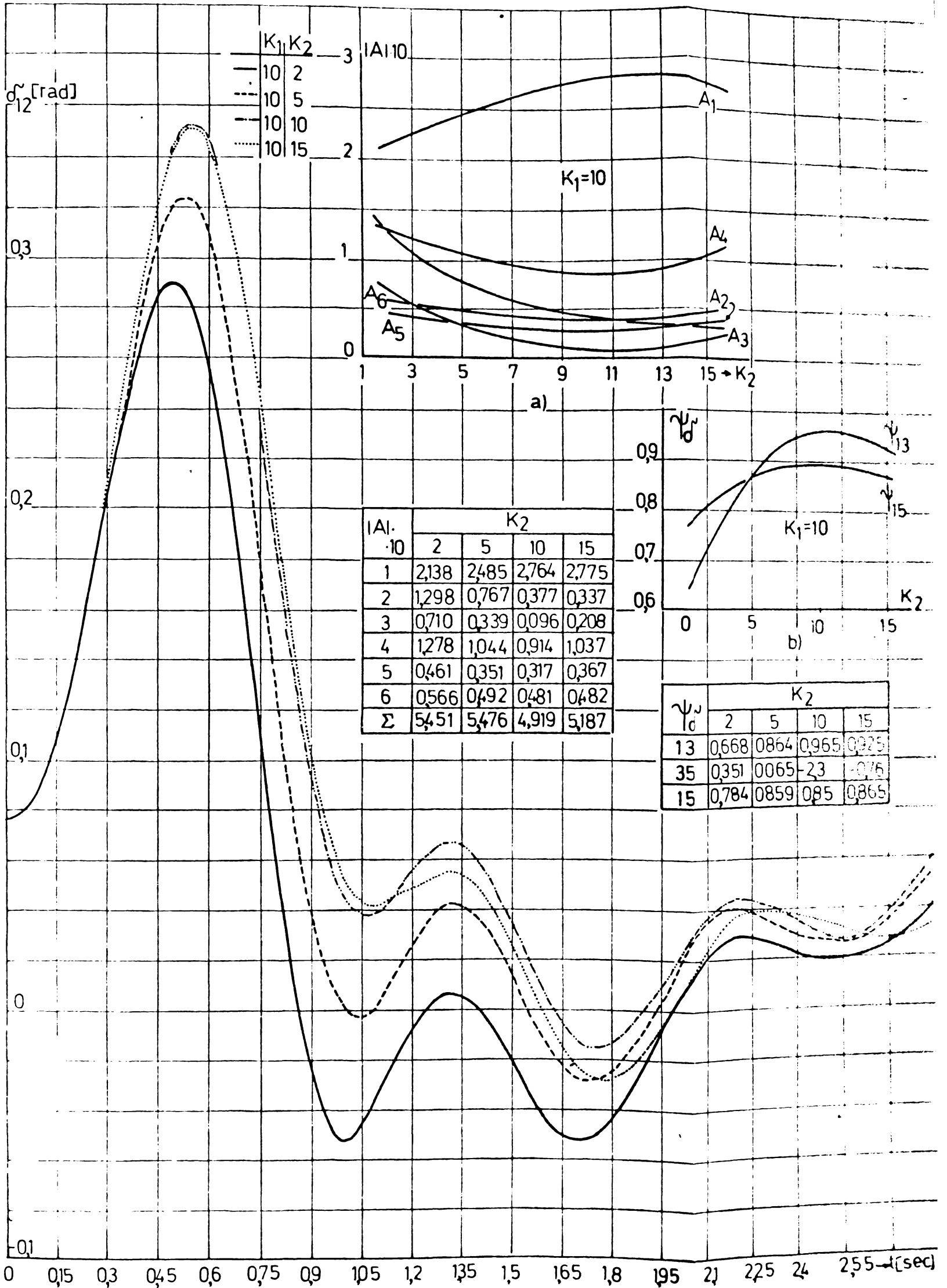


Fig.8 Variația unghiului d_{12} în timp, pentru $K_1=10$ și $K_2=2,5,10,15$.
 a) Variația amplitudinilor primelor oscilații $A=f(K)$ pentru $K_1=10$.
 b) Variația gradului de amortizare al lui d_{12} cu K_2 pentru $K_1=10$.

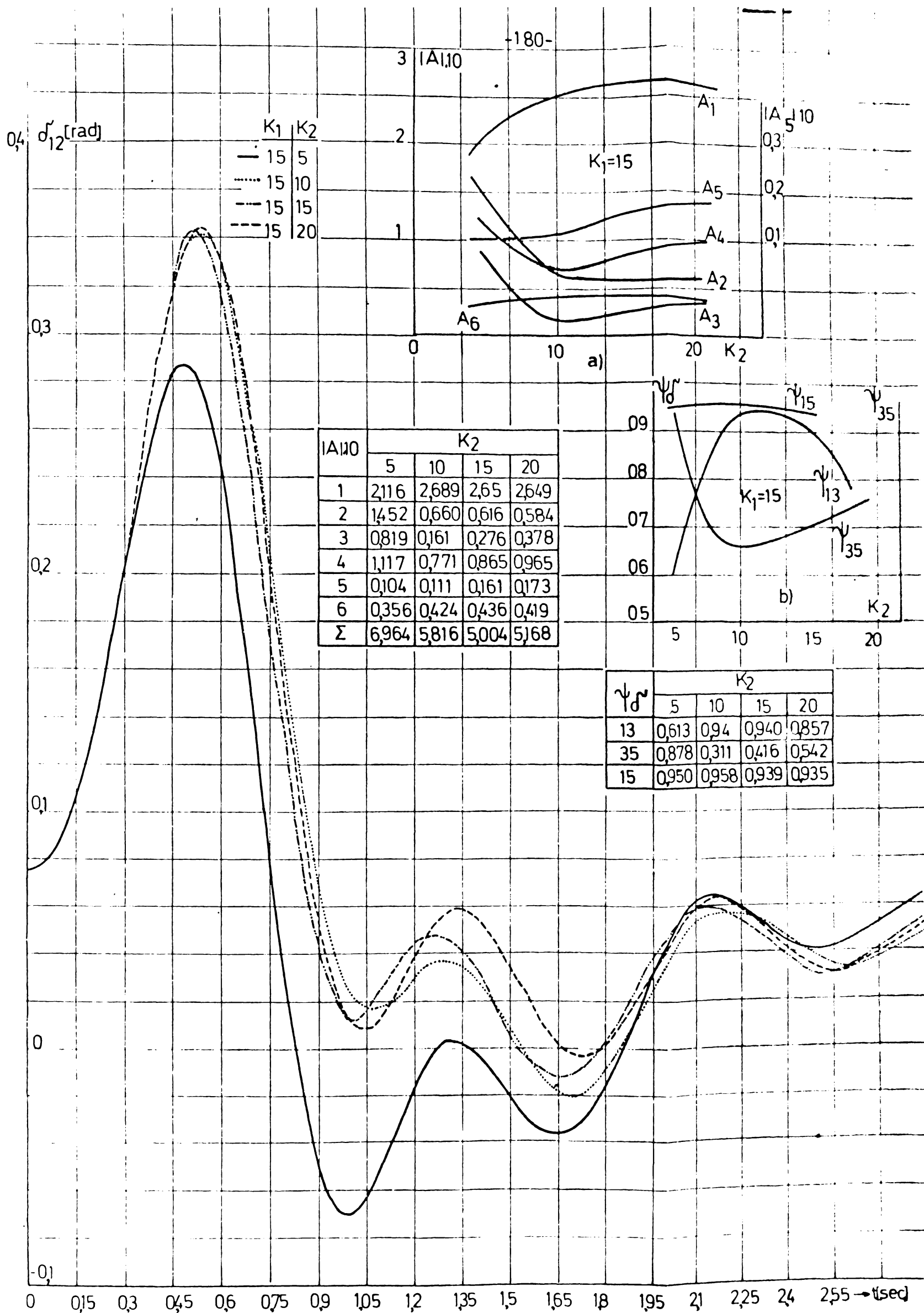


Fig.4.9 Variația unghiului σ_{12} în timp, pentru $K_1=15$ și $K_2=5, 10, 15, 20$.

a) Variația amplitudinilor primelor oscilații $A = f(K_2)$ pentru $K_1=15$.

b) Variația fazelor primelor oscilații $\psi = f(K_2)$ pentru $K_1=15$.

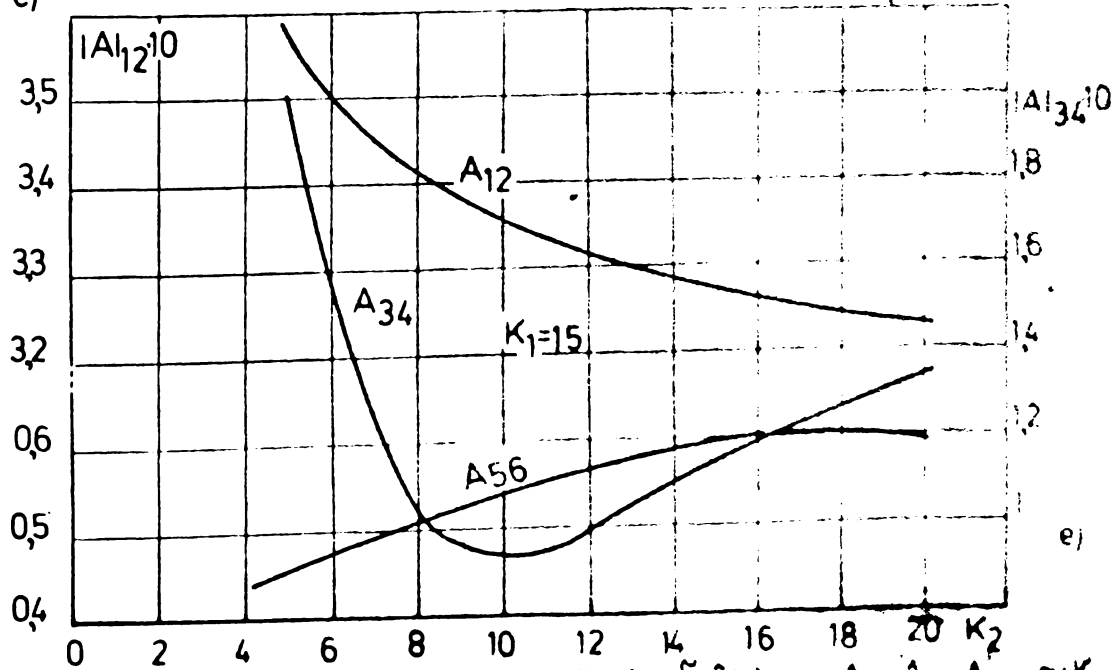
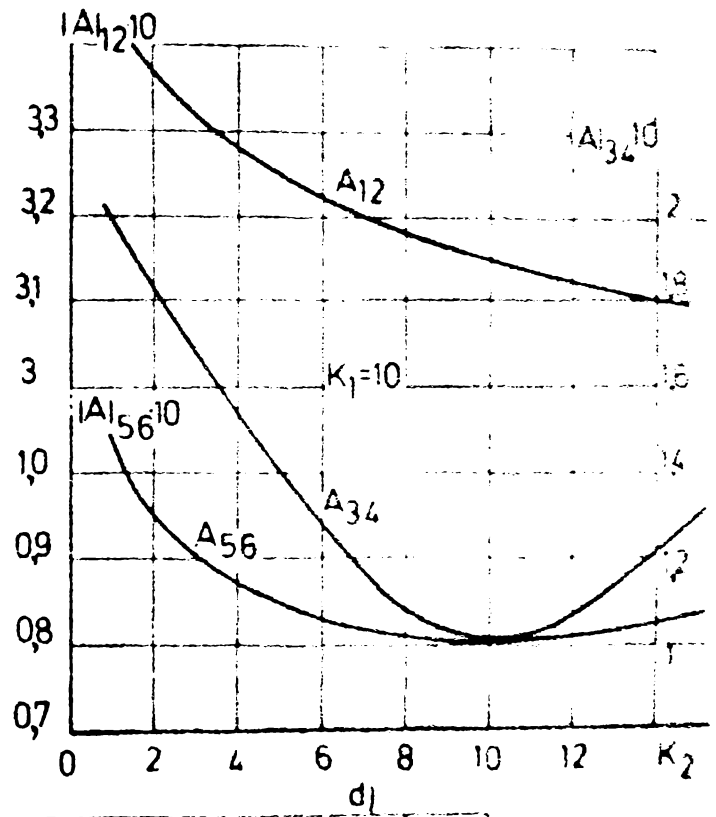
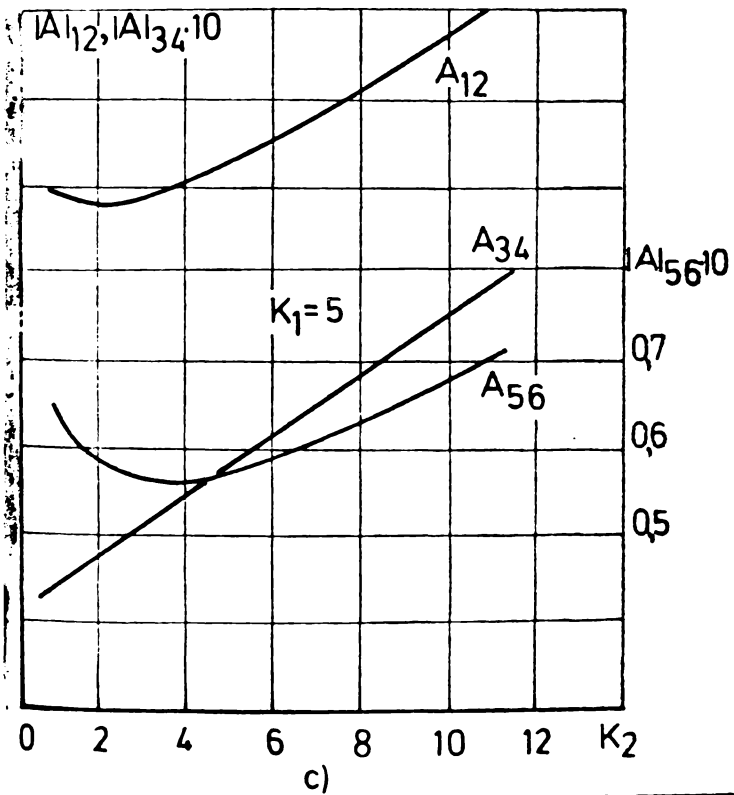
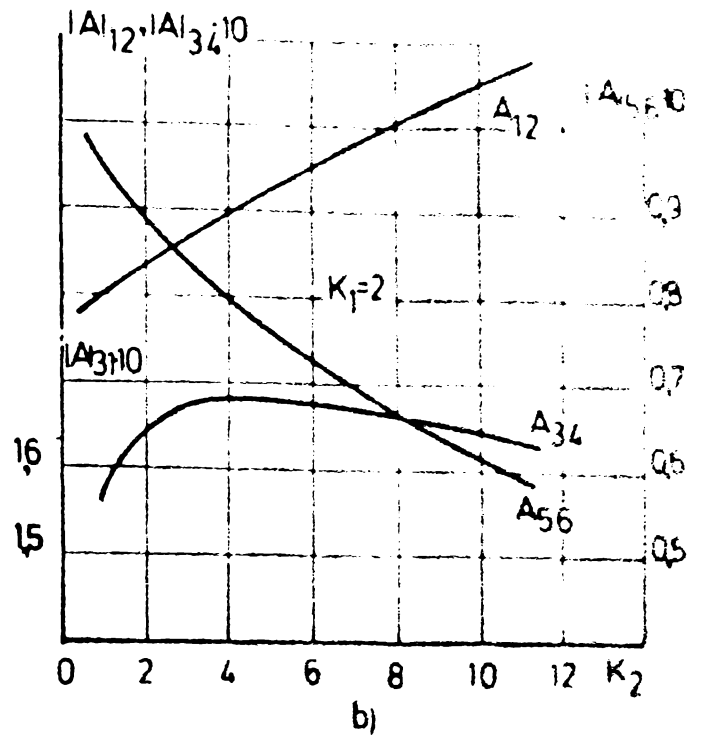
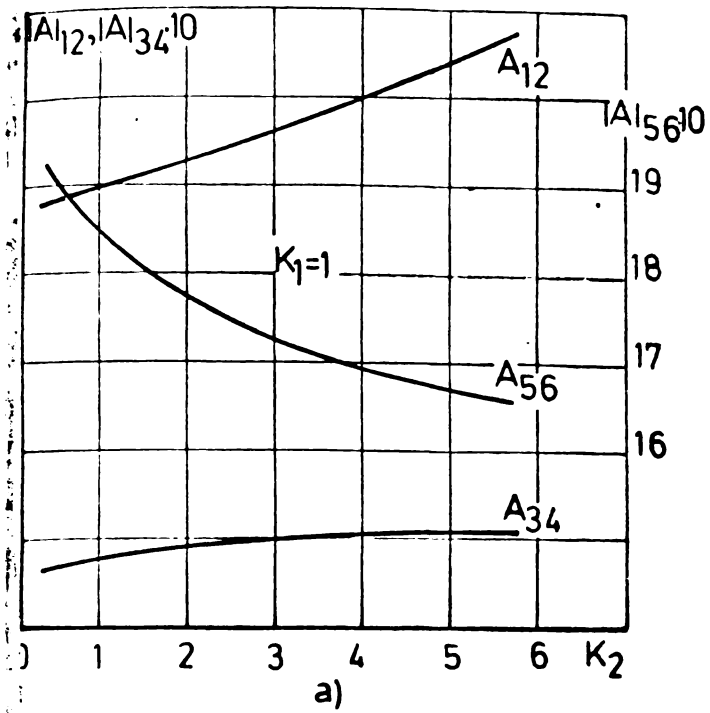
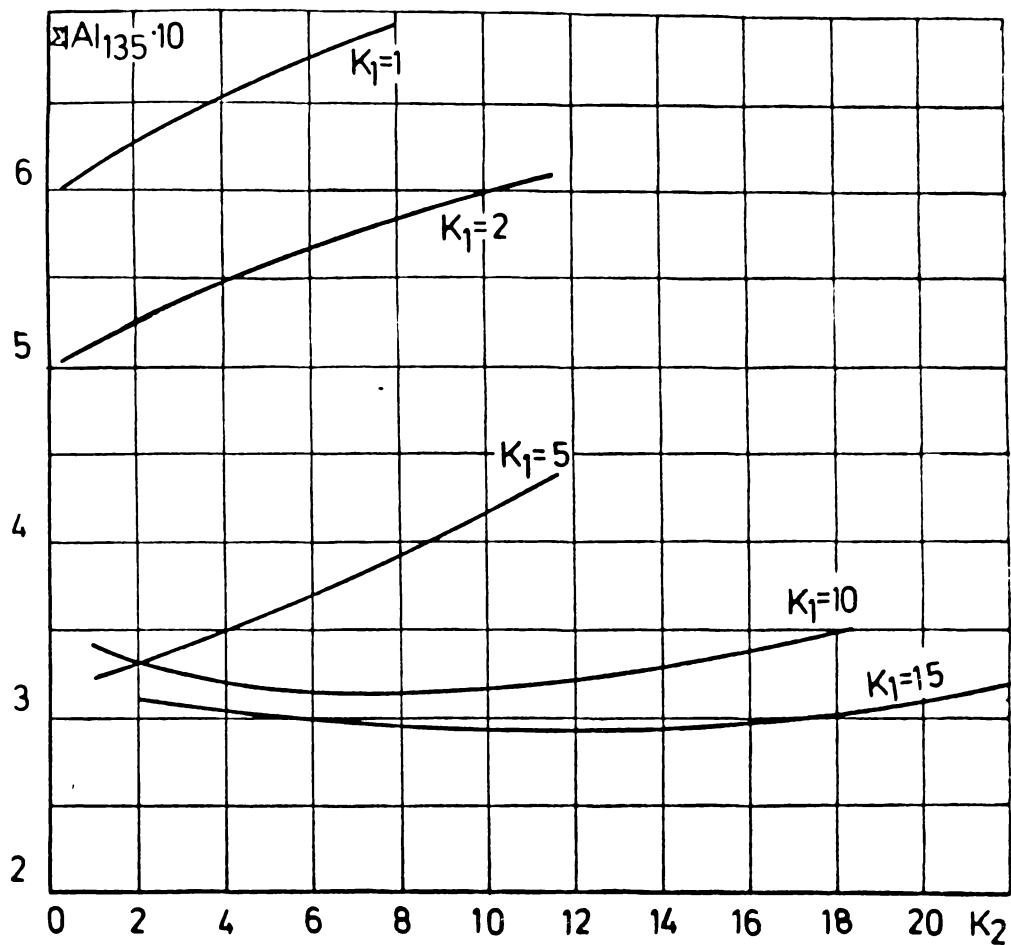
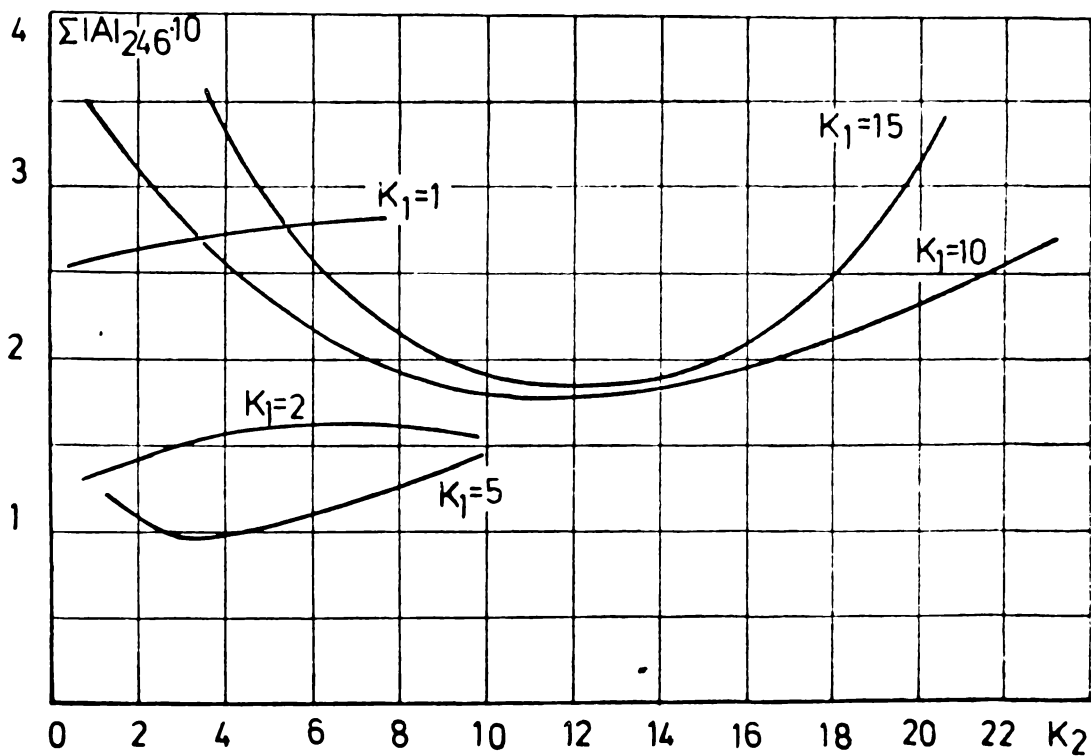


Fig 4.10 Variația sumelor amplitudinilor oscilațiilor lui d_{12} în timp: A_{12}, A_{34}, A_{56} , cu K_2 pentru: a) $K_1=1$, b) $K_1=2$, c) $K_1=5$, d) $K_1=10$, e) $K_1=15$.



a)



b)

Fig 41. Variația sumelor amplitudinilor oscilațiilor lui d_{12} în timp în funcție de K_1 și K_2 .

a) $\Sigma |A|_{135}$

b) $\Sigma |A|_{246}$

lui δ_{12} au perioade diferite ca mărime. Ca urmare, δ_{12} și implicit indicatorul I_2'' corespunzător nu pot fi aplicați în condițiile sistemului și a perturbației considerate. Oricum, anumite concluzii se pot deduce și din dependența lui $|A|$ și

$\Sigma |A|$ în funcție de k_1 și k_2 . O ponderare corespunzătoare a lui $|A|_1$, ar duce fără îndoială la soluționarea problemei. Din păcate, prin această metoda propusă și-ar pierde din simplitate și o dată cu aceasta și marele avantaj pe care-l oferă.

Ca urmare, s-a trecut la analiza variațiilor lui ω_{12} , ψ_{ω} , $|B|$, $\Sigma |B|$ în raport cu k_1 , k_2 (fig. 4.12, 4.13, 4.14, 4.15), rezultând următoarele observații:

- variația lui ω_{12} în raport cu timpul pe durata procesului tranzitoriu, este oscilatorie, stabilă în raport cu variația lui k_1 și k_2 într-o largă și diversă gamă de valori. Prima oscilație are însă o perioadă cu 30-40 % mai mare decât perioadele celorlalte două oscilații, care practic sînt egale;

- gradul de amortizare al oscilațiilor lui ω_{12} , ψ_{13} , ψ_{35} , ψ_{15} prezintă în general o variație monotonă în raport cu k_2 , crescătoare pentru ψ_{13} , ψ_{15} și descrescătoare pentru ψ_{35} ;

- amplitudinea primei oscilații B_1 prezintă o tendință de creștere în raport cu k_2 și de scădere în raport cu k_1 , variația fiind liniară pentru $k_1 \leq 5$ și cu saturație pentru $k_1 > 5$;

- $|B_2|$ prezintă o tendință de variație diferită în raport cu k_2 , dependent de valorile lui k_1 ; pentru valori mici a lui k_1 crește, iar pentru valori mari a lui k_1 scade;

- $|B_3|$ prezintă o tendință de scădere în raport cu k_2 și hiperbolică în raport cu k_1 ; oricum contradictorie cu B_1 și cu efect de compensare a acesteia;

- $|B_4|$ prezintă o variație monoton crescătoare în raport cu k_2 și hiperbolică în raport cu k_1 ;

- $|B_5|$, $|B_6|$ variază liniar în raport cu k_2 pentru $k_1 = 1$ și hiperbolic pentru $k_1 > 1$; variația are deschi-
derea în sus pentru B_5 și în jos pentru B_6 , constatîndu-se

..//..

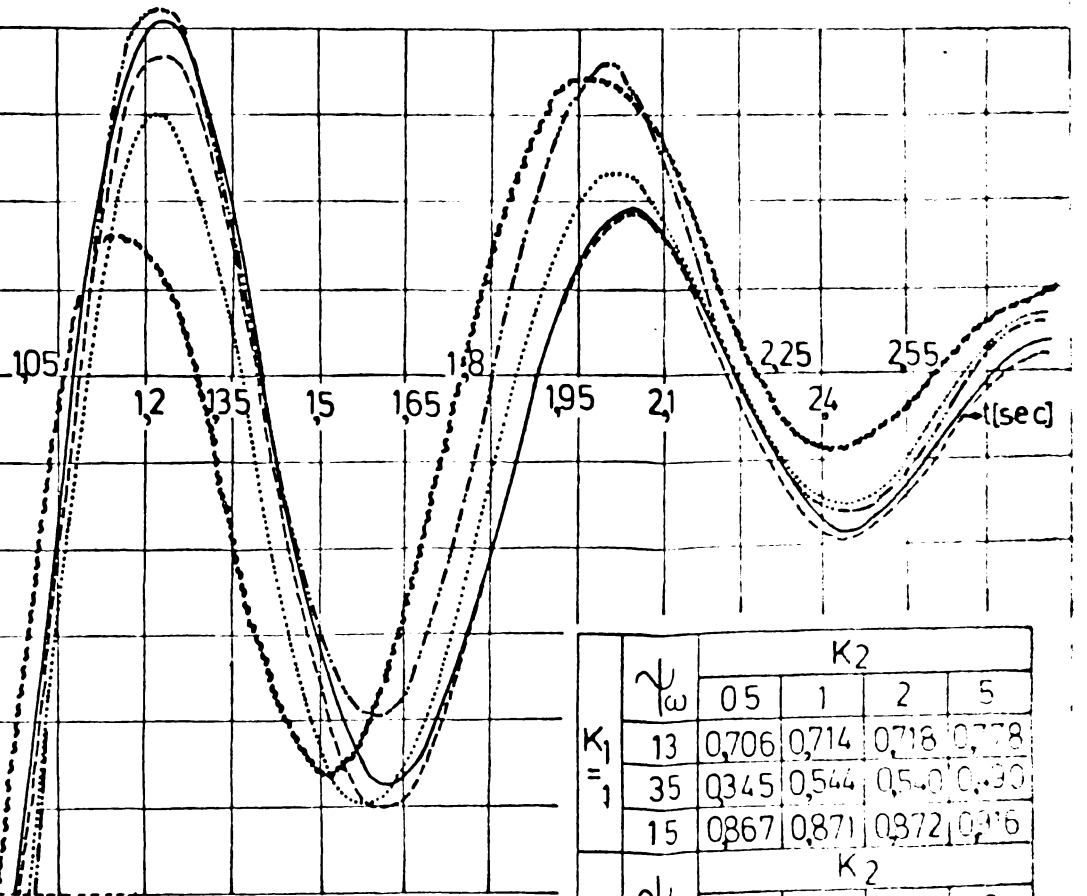
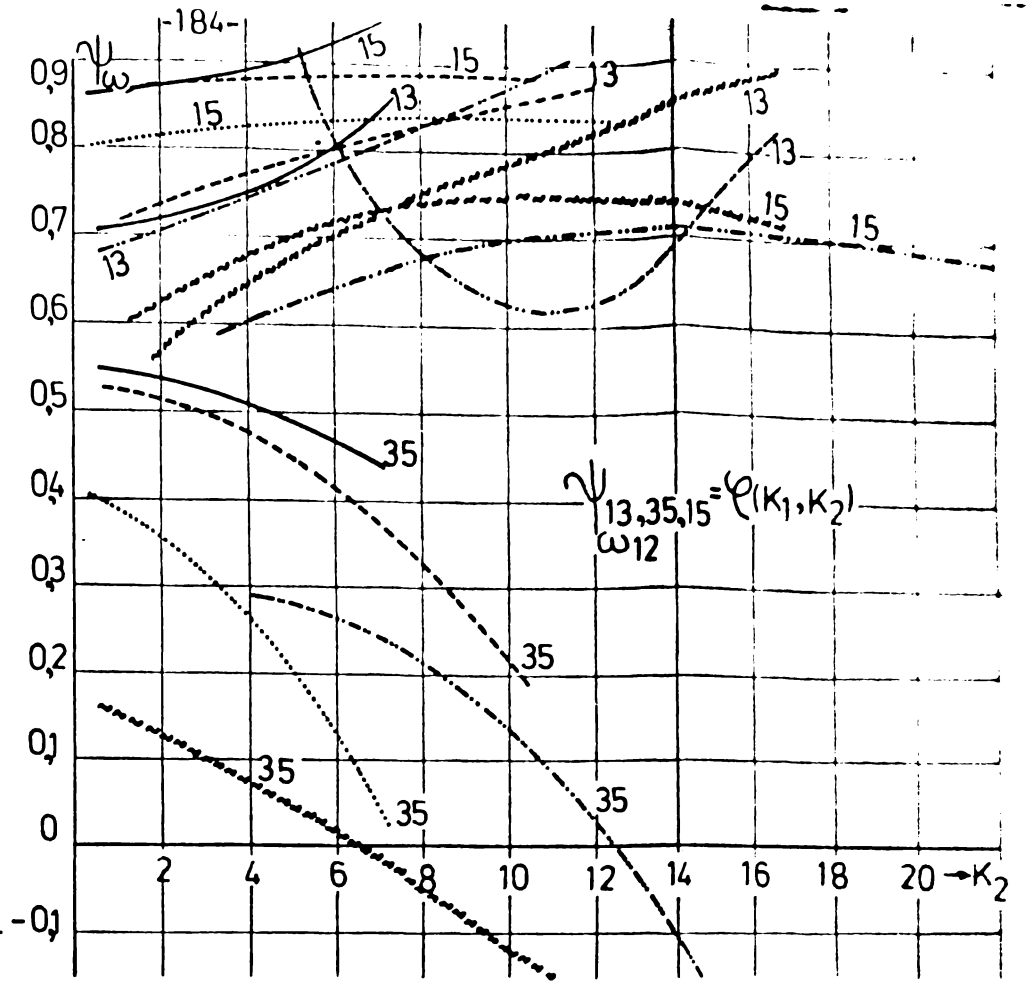
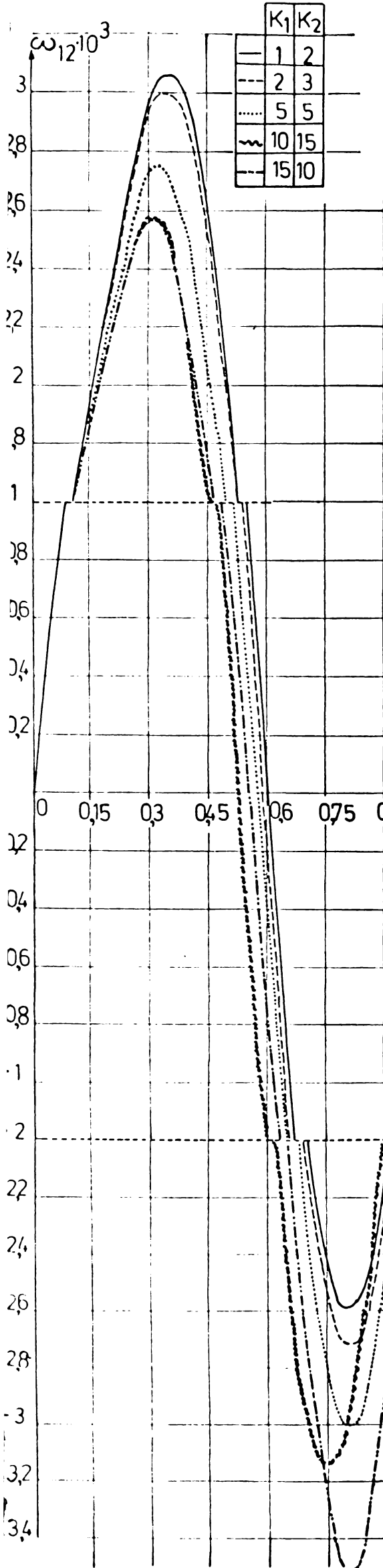
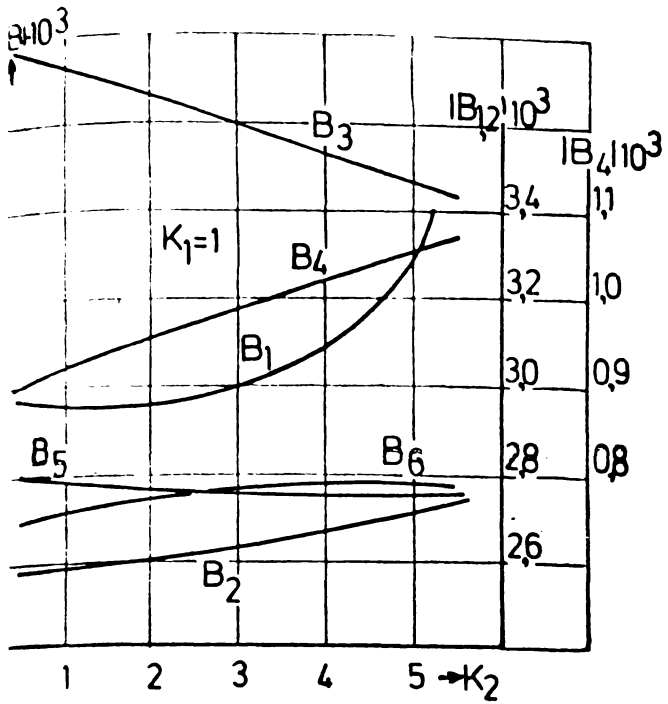


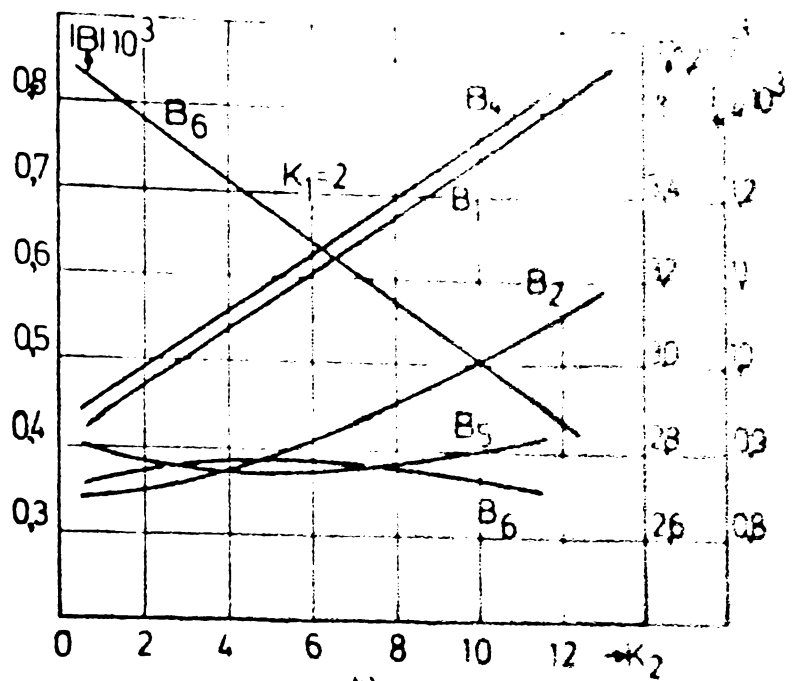
Fig.4.12. Variația lui $\omega_{12}(t)$ și a gradului de amortizare al oscilațiilor lui $\omega_{12}(t)$ în funcție de K_2 , pentru $K_1=1,2,5,10,15$.

K_1	ψ_{ω}	K_2			
		5	10	15	20
13	13	0,962	0,625	0,75	0,827
	35	0,285	0,138	-0,175	-0,765
	15	0,625	0,70	0,710	0,695

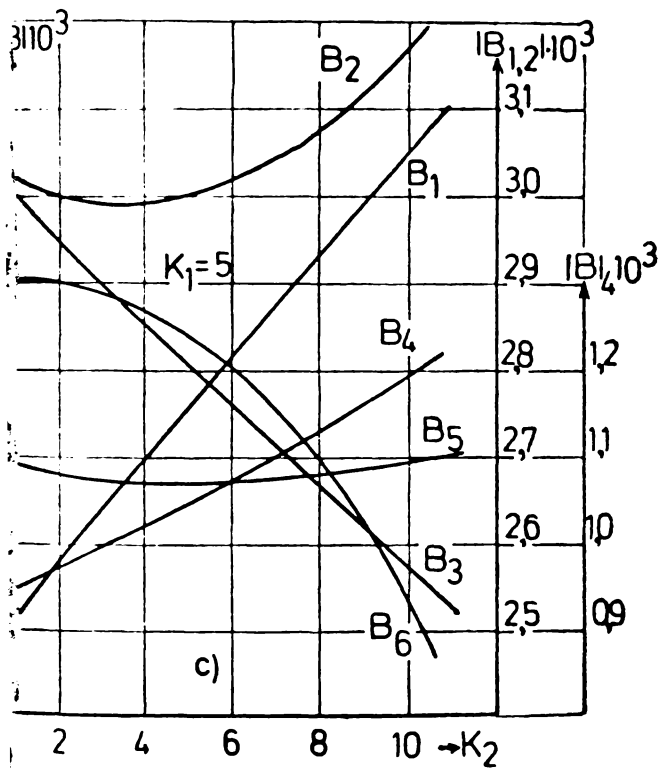
K_1	ψ_{ω}	K_2			
		0,5	1	2	5
$K_1 = 1$	13	0,706	0,714	0,718	0,778
	35	0,345	0,544	0,540	0,30
	15	0,867	0,871	0,872	0,876
K_1	ψ_{ω}	K_2			
		1	3	5	10
$K_1 = 2$	13	0,718	0,754	0,784	0,858
	35	0,524	0,5	0,453	0,215
	15	0,867	0,873	0,883	0,870
K_1	ψ_{ω}	K_2			
		1	3	5	10
$K_1 = 5$	13	0,69	0,735	0,782	0,83
	35	0,39	0,326	0,205	-0,5
	15	0,812	0,822	0,831	0,840
K_1	ψ_{ω}	K_2			
		2	5	10	15
$K_1 = 10$	13	0,572	0,685	0,782	0,875
	35	0,128	0,045	-0,12	-0,21
	15	0,628	0,697	0,748	0,730



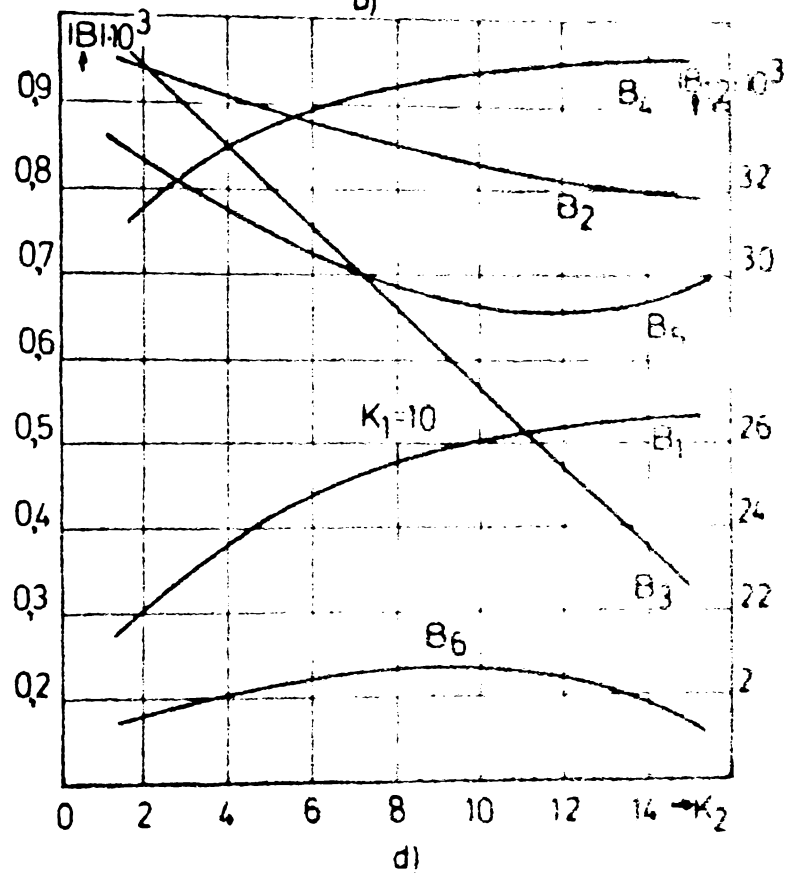
a)



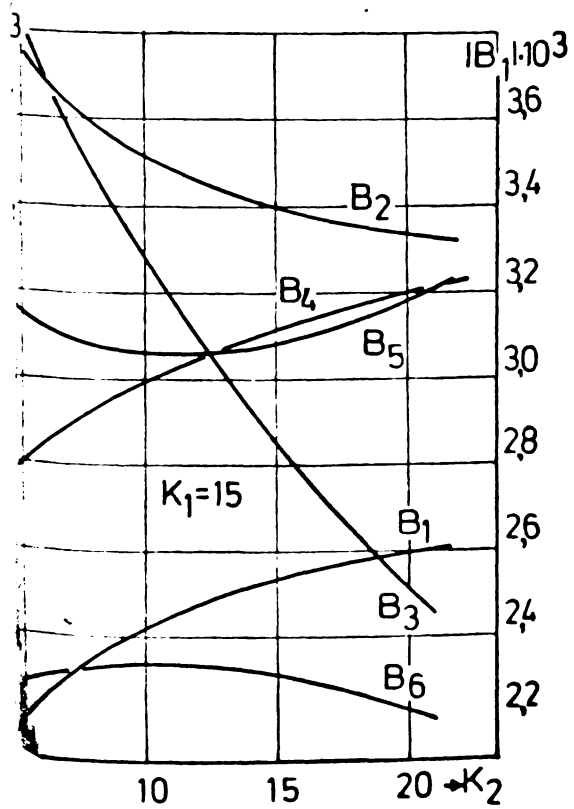
b)



c)



d)



e)

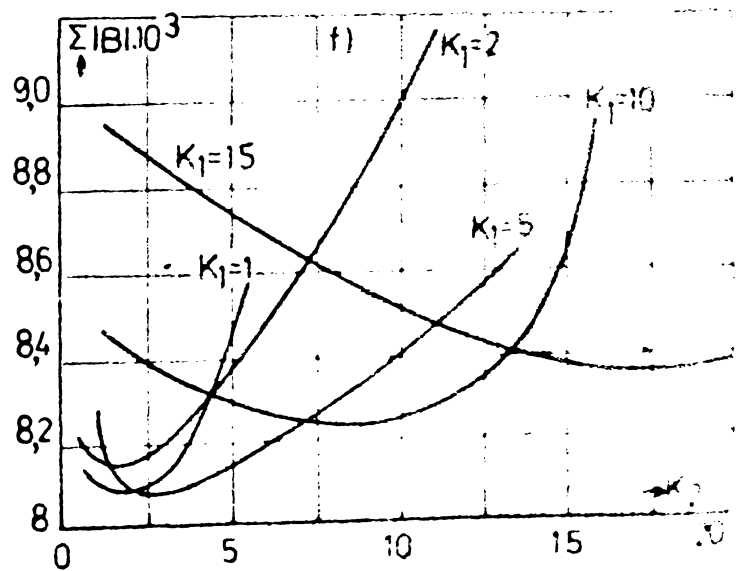


Fig.413 Variația amplitudinilor oscilațiilor lui ω_{12} în funcție de K_2 pentru: a) $K_1=1$, b) $K_1=2$, c) $K_1=5$, d) $K_1=10$, e) $K_1=15$, și a sumei modulelor lor f).

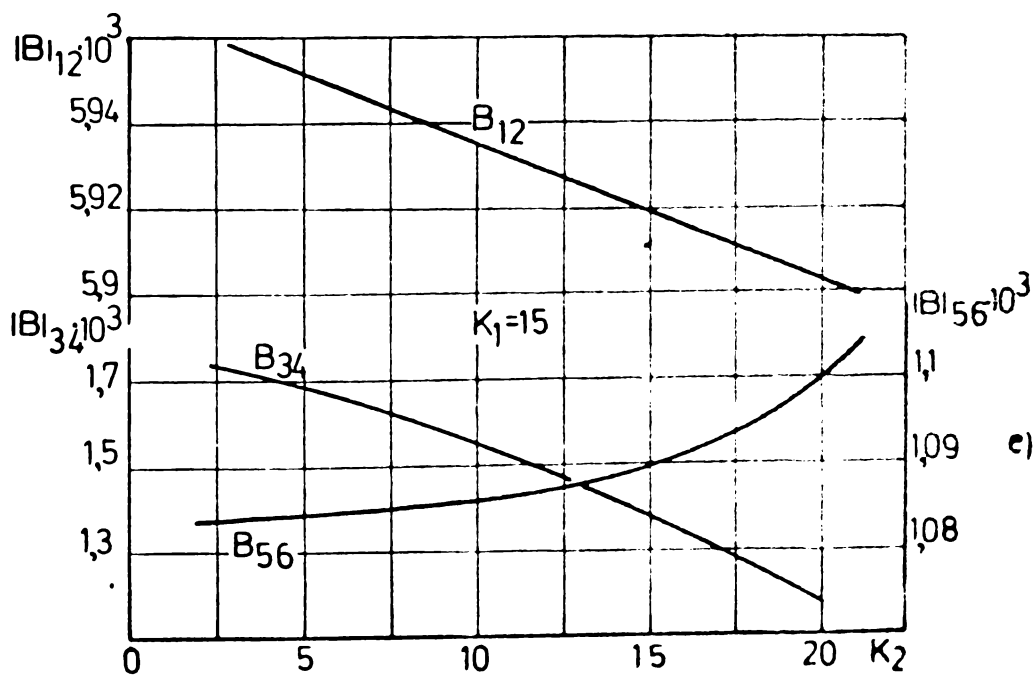
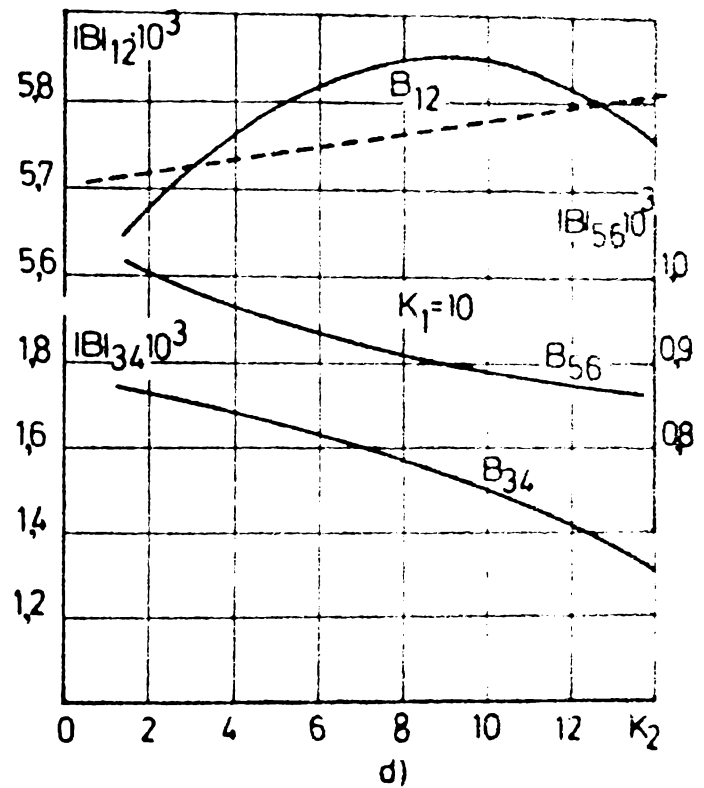
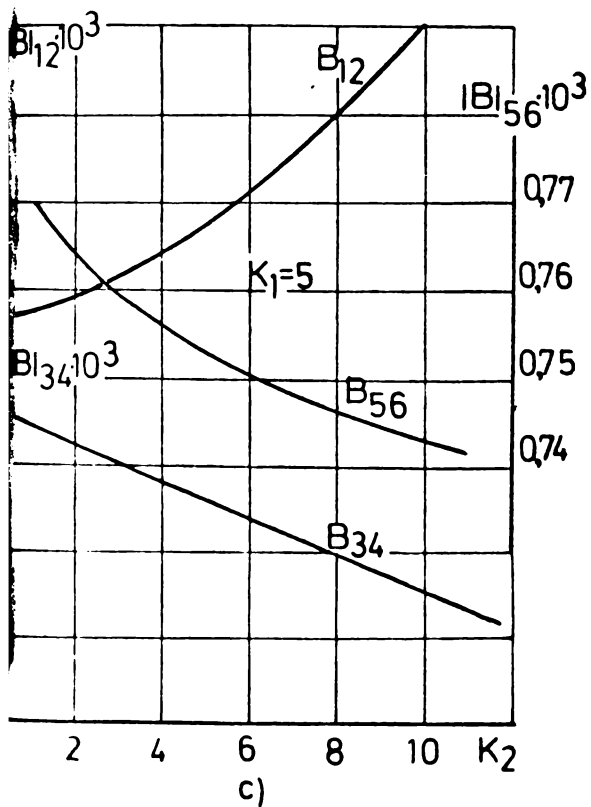
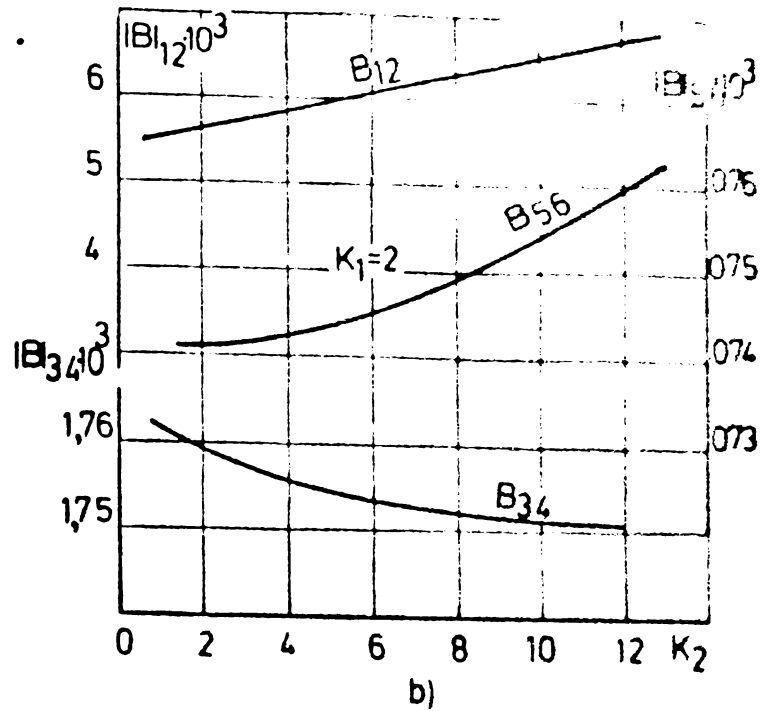
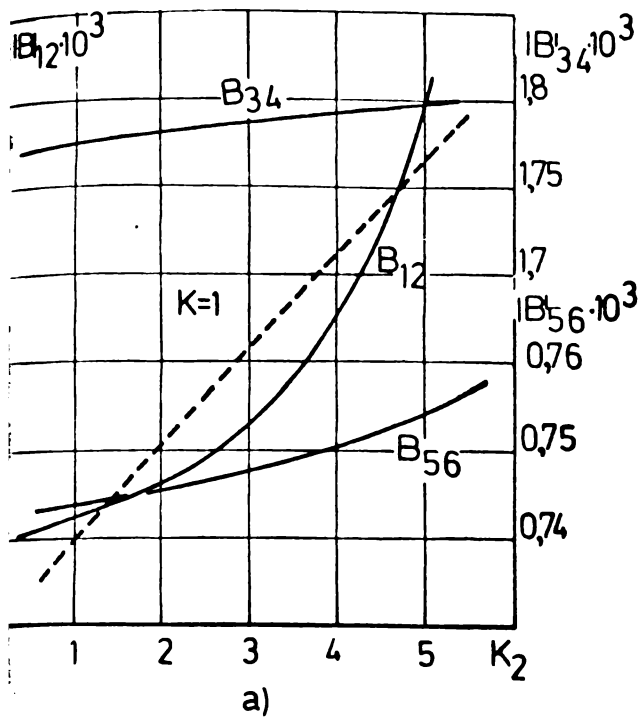


Fig 4.14. Variația sumelor modulelor amplitudinilor oscilațiilor lui ω_{12} $|B_{12}|$, $|B_{34}|$, $|B_{56}|$ în funcție de K_2 , pentru: a) $K_1=1$, b) $K_1=2$, c) $K_1=5$, d) $K_1=10$, e) $K_1=15$.

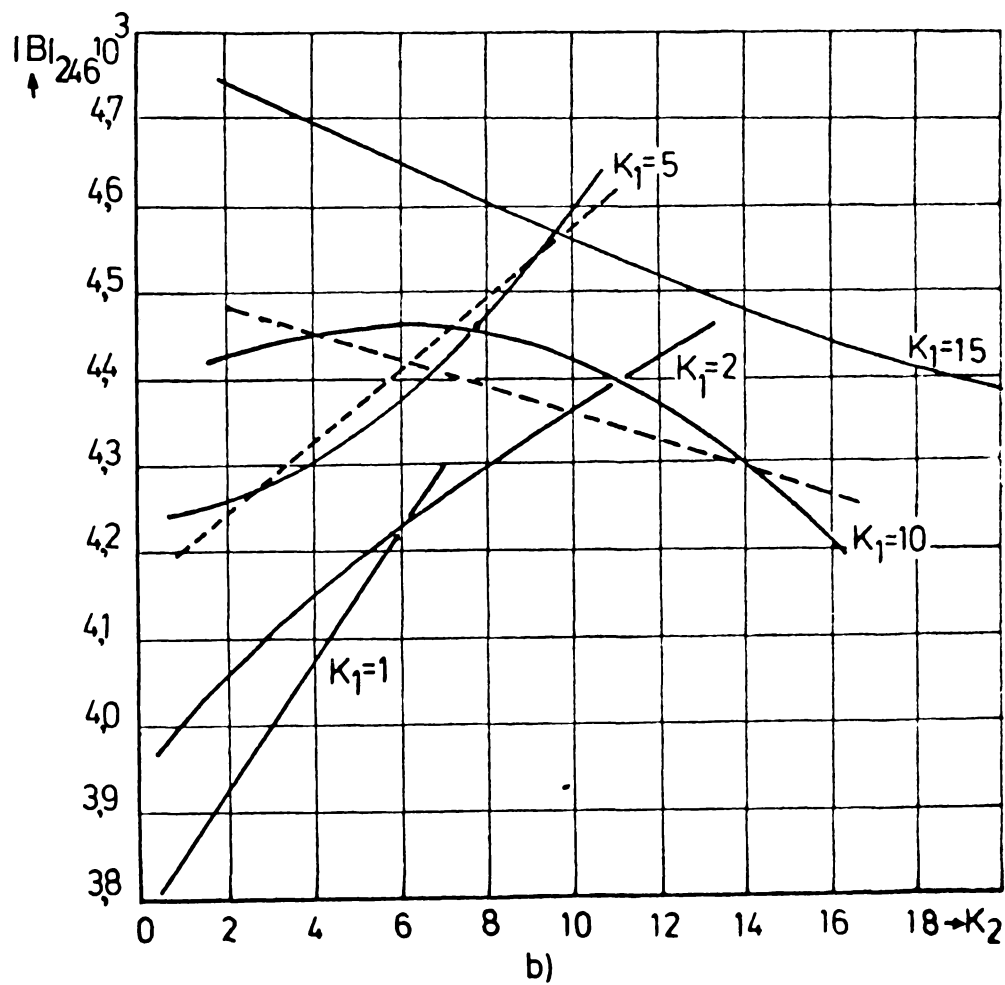
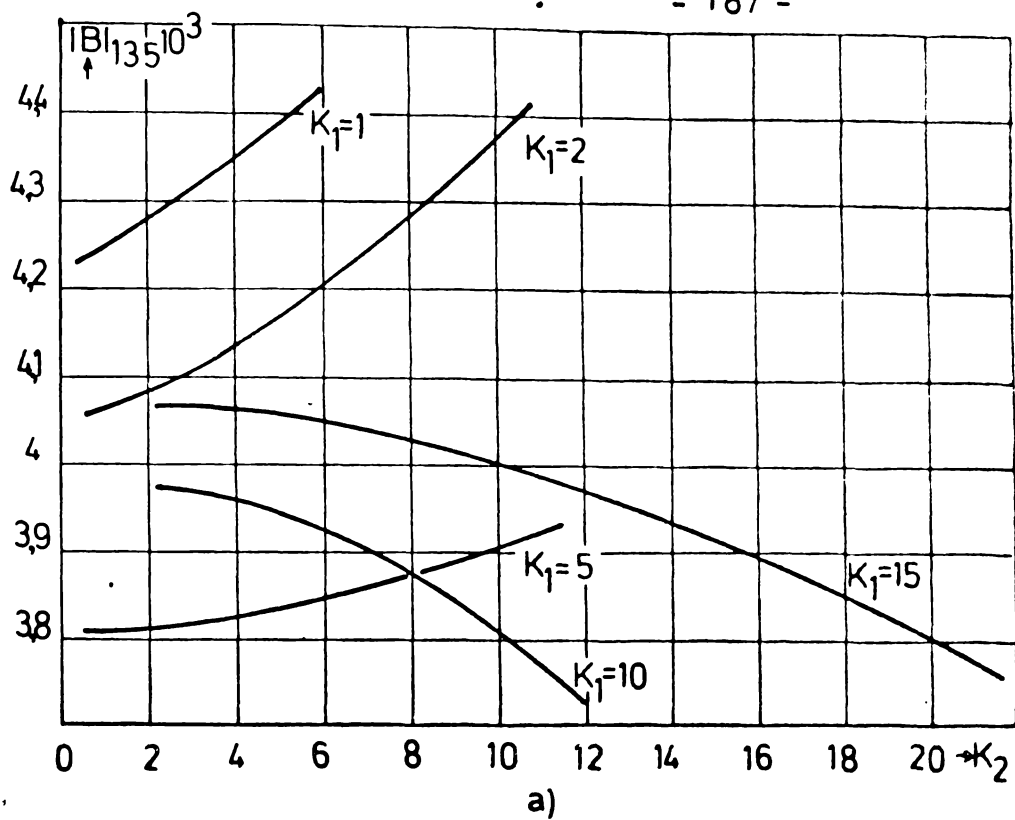


Fig.4.15 Variația sumelor modurilor amplitudinilor oscilațiilor lui ω_{12}

a) $|B|_{135}$
 b) $|B|_{246}$ în funcție de K_1 și K_2 .

un efect de compensare a celor două variații în raport cu k_2 ;

$-\Sigma|B|_{12}$ cu excepția cazului $k_1 = 10$, prezintă o variație liniară în raport cu k_2 , de creștere pentru $k_2 < 10$ și de scădere pentru $k_2 > 10$;

$-\Sigma|B|_{34}$ scade liniar în raport cu k_2 pentru $k_1 = 1$, scăderea fiind mai pronunțată pentru k_1 mare;

$-\Sigma|B|_{56}$ variază diferit în raport cu k_2 , pentru valori diferite a lui k_1 ; crește pentru valori mici și mari a lui k_1 și scade pentru valori medii ($k_1 = 5-10$);

$-\Sigma|B|_{135}$ crește în raport cu k_2 și scade cu k_1 , pentru $k_1 < 10$ și invers, pentru $k_1 \geq 10$; oricum variația este aproximativ liniară în raport cu k_2 ;

$-\Sigma|B|_{246}$ scade în raport cu k_1 și k_2 pentru $k_1 < 10$ și crește cu k_1 și k_2 pentru $k_1 \geq 10$; tendința este aceeași, doar cu rezerva aproximării curbelor reale ($k_1=5,10$) cu dreptele trasate punctat (fig. 4.14).

Oricum, rezultă în general o stabilitate mai bună în variația lui $\omega_{12}(t)$ cu k_1 și k_2 decât la δ_{12} . Această stabilitate se regăsește și în evoluția gradului de amortizare, a modulului^{ui} amplitudinii $|B|_{1,2,3,4}$ și a sumelor $\Sigma|B|_{34}$, $\Sigma|B|_{123}$ și $\Sigma|B|_{246}$.

Fără dificultăți s-au stabilit funcțiile de corelație:

$$\begin{aligned} |B_1| &= 2,98 - 0,09 k_1 + 0,073 k_2 - 0,0036 k_1 k_2 \\ |B_2| &= 2,5 + 0,1 k_1 + 0,0554 k_2 - 0,0077 k_1 k_2 \\ |B_3| &= 0,9 - 0,01 k_1 - 0,0045 k_2 + 0,0033 k_1^2 \\ |B_4| &= 1,01 - 0,031 k_1 + 0,0351 k_2 - 0,0011 k_1 k_2 \end{aligned}$$

(4.59)

și respectiv:

$$\begin{aligned} \Sigma|B|_{135} &= 4,338 - 0,168 k_1 + 0,0458 k_2 + 0,012 k_2^2 - 0,00246 \cdot k_1 \cdot k_2 - 0,000282 k_1^2 k_2 \\ \Sigma|B|_{246} &= 3,860 + 0,06 k_1 + 0,0822 k_2 + 0,0125 k_1 k_2 + 0,0002815 k_1^2 k_2 \end{aligned}$$

(4.60)

Cu rezerva egalității perioadelor de oscilație a lui $\omega_{12}(t)$, referindu-ne la durata de aproximativ 3 secunde indicele de performanță este corelat cu k_1 și k_2 prin funcția

$$F(k_1, k_2) = \Sigma |B|_{135} + \Sigma |B|_{246} = 8,198 - 0,100k_1 + 0,12k_1^2 + 0,1280k_2 - 0,01514k_1k_2 \quad (4.61)$$

Pentru a găsi valorile optime a lui k_1 și k_2 ce minimizează pe I_2'' , se rezolvă sistemul:

$$\frac{\partial(\Sigma |B|)}{\partial k_1} = 0 \quad \frac{\partial(\Sigma |B|)}{\partial k_2} = 0 \quad (4.62)$$

rezultând $k_1^{op} = 3,45$ și $k_2^{op} = 6,37$.

În general $\Sigma |B|$ sînt funcții de k_1 și k_2 , avînd expresia:

$$F(k_1, k_2) = C_0(k_1) + C_1(k_1)k_2 + C_2(k_1)k_2^2 + \dots + C_n(k_1)k_2^n \quad (4.63)$$

unde $C_i(k_1) = C_{0i} + C_{1i} \cdot k_1 + C_{2i} \cdot k_1^2 + \dots + C_{mi} \cdot k_1^m$, iar C_{ji} sînt coeficienți constanți în raport cu k_1 și k_2 , valorile lor depinzînd de ceilalți parametri ai generatorului, instalațiilor auxiliare și ai sistemului.

Precizia soluției k_1^{op} , k_2^{op} depinde în mare măsură de erorile efectuate la determinarea funcțiilor $\Sigma |B|_{135}$, și $\Sigma |B|_{246}$, precum și de diferențele referitoare la durata celor șase amplitudini.

Referitor la prima sursă de erori, trebuie menționat că datorită caracterului sumativ a celor două componente a indicelui de performanță, este de așteptat o compensare a erorilor, rezultînd pe ansamblu o eroare redusă.

Cît privește a doua sursă de erori, așa cum s-a menționat mai sus, o diferență sensibilă se manifestă doar la prima semiundă a primei oscilații. Dar la o analiză mai atentă se constată că de fapt diferențieri în evoluția lui $\delta_{12}(t)$ apar abia după 0,1 secunde de la producerea perturbației, eroarea reducîndu-se astfel la jumătate (15-20 %). Această eroare poate fi simțitor redusă prin ponderarea corespunzătoare

re a lui B_1 în suma $\Sigma |B|_{135}$, sau prin majorarea lui k_1^* cu 10-15 % obținut într-o primă etapă și recalcularea lui k_2^* .

Firește, găsirea celei mai potrivite grupări de amplitudini, stabilirea funcțiilor de corelație cât mai exact sînt aspecte a căror soluționare depinde în mare măsură de abilitatea proiectantului sau a inginerului de sistem.

4.4. Concluzii

În cadrul acestui capitol, autorul și-a propus, așa cum de altfel s-a prezentat, să stabilească o metodică de optimizare a funcționării în regim tranzitoriu a unui ansamblu de două generatoare (echivalente) ce debitează pe o sarcină comună în condițiile unui scurtcircuit simetric produs în apropierea barelor consumatorului. Perturbația este limitată și nu conduce la pierderea stabilității tranzitorii, fenomenul încadrîndu-se prin urmare în aspectul sincron al stabilității tranzitorii /128, p.470/.

Pentru soluționarea problemei autorul a încercat o încadrare unitară și sintetică a problemelor pe care le ridică optimizarea sistemelor, respectiv teoria reglării automate în condițiile SE. În acest sens, s-a acordat o atenție sporită etapizării fazelor necesare a fi parcurse în cadrul optimizării, subliniindu-se importanța ce trebuie acordată naturii procesului, calității dinamice a acestuia, felului problemei de optimalitate, definirii indicelui de performanță, stabilirii acelor parametri ce urmează a fi modificați pentru a extremiza indicele de performanță și în fine determinarea funcției de corelație dintre indicele de performanță și parametrii variabili. Din acest punct de vedere lucrarea este originală, încercînd nu numai o sinteză cât mai completă a problemelor, dar și o delimitare a lor, încadrare și corelare. În plus, prezentarea preocupărilor existente în literatura de specialitate s-a efectuat tocmai în baza aspectelor mai sus amintite. Fără îndoială, că și în această privință lucrarea dispune de elemente originale, fără însă a fi firește completă.

În ceea ce privește metodica propusă pentru optimizarea comportării tranzitorii a SE considerat, aceasta prezintă următoarele avantaje;

- indicele de performanță corespunde unui parametru sintetic al SE-alunecarea relativă, stabil, și sensibil concomitent la variația parametrilor variabili;

- tehnica de optimizare îmbină criteriul erorii cu acela integral, întrucât se calculează alunecarea relativă la diferite momente, iar apoi valorile obținute se însumează;

- nu reclamă simplificarea modelului matematic al generatorului sincron sau a elementelor sale exterioare, putînd așadar ține cont de toate neliniaritățile sau limitările introduse prin modelare;

- elimină necesitatea cunoașterii traiectoriei punctului de funcționare cu aceea a distribuției amplitudinilor oscilațiilor alunecării relative;

- este relativ simplă, ușor de aplicat, conducînd la rezultate direct interpretabile;

- poate fi extinsă și la nivelul unui SE de mai multe generatoare (centrale electrice), indicele de performanță avînd în acest caz următoarea expresie:

$$j = \sum_1^{n_1} |a_{mi}(\omega_{12})| + \sum_1^{n_2} |a_{mi}(\omega_{23})| + \sum_1^{n_3} |a_{mi}(\omega_{13})| + \dots + \sum_1^{n_k} |a_{mi}(\omega_{jk})| + \dots \quad (4.64)$$

unde:

n_1, n_2, \dots, n_k - sînt numărul semiundelor oscilațiilor lui $\omega_{12}, \omega_{23}, \dots, \omega_{jk}$;

ω_{jk} - alunecarea relativă dintre generatoarele j și k , variabilă în timp, pe durata procesului tranzitoriu;

- cercetarea sensibilității lui „ j ” corespunde cu determinarea funcției de corelație.

Metoda propusă (denumită de autor "metoda alunecărilor relative"), prezintă și unele neajunsuri, cum ar fi acelea legate de:

- insuficientă rigurozitate, rezultată prin echi-

..//..

valarea efectelor modificării arilor unor porțiuni mărginite de semiunde și axa timpului cu acelea ale unor dreptunghiuri de înălțime egală cu amplitudinea semiundelor oscilațiilor;

- metoda este limitată la procese oscilatorii sau mai precis la acelea pentru care alunecarea relativă prezintă în timp o variație oscilatorie;

- aplicarea metodei la SE cu mai multe generatoare decât două, ridică gradul de complexitate al tehnicii de optimizare, îndeosebi al stabilirii funcțiilor de corelație

- îmbunătățirea preciziei metodei, prin ponderarea amplitudinilor conduce la calcule mai laborioase, fapt ce anihilează avantajul esențial al metodei: simplitatea.

Cu toate acestea, metoda rămâne foarte utilă într-o primă etapă de optimizare (erorile nedepășind 15-20 %), necesitând ulterior o fază de ajustare, a cărei finețe poate fi discutabilă, avându-se în vedere treptele de reglare relativ largi pe care le prezintă în practică RAT.

În afara exemplului prezentat, autorul a mai aplicat metoda și în condițiile a două șocuri de putere produse în SE considerat, combinându-le cu modificarea constantelor de timp a excitatoarei. Valorile găsite pentru k_1^{op} , k_2^{op} au fost cuprinse între 3 și 5, crescând cu mărimea șocului, iar raportul k_1^{op}/k_2^{op} a avut valoarea de 1,2-1,3.

Cap.5 - CONCLUZII GENERALE

Tema lucrării se încadrează în preocupările actuale privind aprofundarea cunoștințelor referitoare la comportarea tranzitorie a sistemelor de mașini sincrone interconectate, iar abordarea ei s-a făcut în contextul cercetării unor aspecte pe care le comportă pe de o parte interacțiunea centralelor termo și a celor hidro în procesul tranzitoriu sincron, iar pe de altă parte optimizarea acestui ansamblu printr-o tehnică cât mai avantajoasă.

În analiza stabilității tranzitorii, modelul liniarizat al mașinii sincrone a fost completat prin considerarea saturației și a curenților turbionari, îmbunătățindu-se astfel calitatea reprezentării și firește aceea a rezultatelor deduse. Astfel, această analiză efectuată asupra unui sistem de două centrale (mașini sincrone echivalente) una termo și alta hidro ce debitează pe aceeași sarcină în condițiile unui proces tranzitoriu provocat de un șoc violent de putere a scos în evidență următoarele:

- referitor la importanța considerării pierderilor în fierul mașinii (saturație și curenți turbionari) și la modul în care se realizează această considerare (calculul coeficientului de saturație):

- considerarea fenomenelor din fierul mașinii sincrone este foarte importantă în analiza stabilității tranzitorii a sistemelor de mai multe mașini și aceasta mai ales în a doua parte a procesului tranzitoriu. Neconsiderarea lor poate duce la concluzii eronate privind amortizarea oscilațiilor dintre mașini și la valori greșite pentru variabilele de stare

..//..

ale sistemului, reclamînd prin aceasta unele măsuri nejustificate la nivelul sistemului;

- dintre saturație și curenți turbionari, primul fenomen are un rol mai important, influențînd sensibil valorile tensiunilor reale și de calcul ale mașinilor;

- nu se recomandă calculul regimului tranzitoriu al generatorului sincron folosind un coeficient mediu de saturație egal cu acela corespunzător regimului inițial de funcționare, ci se propune reducerea valorii acestuia cu 10-15 %;

- o precizie foarte bună în modelarea curbei de magnetizare a fierului mașinii se obține folosind o curbă continuă exprimată printr-o formă polinomială cu coeficienți neîntregi: $B = \sum a_n H^{n/n+1}$ ($n=0,1,\dots$). Pentru $n=4$ erorile obținute în cazul unei mașini normal saturate au fost comparabile cu acelea oferite de formula lui Zalesky;

- referitor la influența modului de considerare a caracteristicii consumatorului asupra desfășurării procesului tranzitoriu:

- modul de reprezentare a consumatorului pe durata regimului de avarie este foarte importantă în desfășurarea procesului tranzitoriu, putînd influența sensibil tendința oscilațiilor electromecanice dintre mașini;

- din punct de vedere al stabilității, situația cea mai dezavantajoasă corespunde reprezentării consumatorului printr-un curent constant, adică $P \sim U$;

- spre finele procesului tranzitoriu amortizarea cea mai eficientă a oscilațiilor este asigurată de reprezentarea consumatorului printr-o impedanță constantă, adică $P \sim U^2$;

- referitor la sensibilitatea oscilațiilor elec-

tromecanice dintre mașini la modificarea valorii timpului de lansare^{și} a duratei avariei:

- mărirea timpului de lansare al generatoarelor centralei "puternice" și "aproprite" mărește nesemnificativ amplitudinea primei oscilații, dar îngreunează foarte mult amortizarea procesului;

- creșterea timpului de lansare a generatoarelor centralei "slabe" și mai "depărtate", mărește sensibil amplitudinea primei oscilații, dar ușurează procesul de amortizare al oscilațiilor;

- modificarea duratei perturbației (în anumite limite) determină modificări cantitativ sensibile în oscilațiile electromecanice dintre generatoare, mai puțin calitative; iar după eliminarea perturbației doar cele cantitative mai persistă;

- creșterea duratei avariei duce rapid la creșterea amplitudinii primei oscilații, periclitând prin aceasta stabilitatea sistemului.

În cadrul celei de a doua părți a lucrării, adică în capitolul 4, autorul a stabilit o metodă de optimizare a funcționării în regim tranzitoriu a unui ansamblu de două generatoare (centrale) ce debitează pe o sarcină comună în condițiile unui scurtcircuit simetric produs în apropierea barelor consumatorului. Toate observațiile și concluziile deduse în cadrul capitolului 3 au fost utilizate aici.

Pentru soluționarea problemei, autorul a efectuat o încadrare unitară și sintetică a problemelor pe care le comportă optimizarea sistemelor, respectiv teoria reglării automate în condițiile sistemului electroenergetic.

O atenție sporită s-a acordat etapizării fazelor necesare a fi parcurse în cadrul unei tentative de optimizare, subliniindu-se importanța ce trebuie acordată naturii procesului, calității dinamice a acestuia; felului problemei de optimalitate, definirii indicelui de performanță și determinării

..//..

funcției de corelație dintre indicele de performanță și parametrii variabili. Din acest punct de vedere lucrarea este complet originală, încercînd nu numai o sinteză cît mai completă a problemelor, dar și o delimitare a lor, încadrare și corelare.

În ceea ce privește metodica propusă, aceasta prezintă în principal următoarele avantaje:

- indicele de performanță corespunde unui parametru sintetic al sistemului; alunecarea relativă, stabil și sensibil concomitent la variația parametrilor variabili, în particular a coeficienților de amplificare ai amplificatorului RAT;

- tehnica de optimizare îmbină criteriul erorii cu acela integral, întrucît se calculează alunecarea relativă la diferite momente, iar apoi se însumează;

- nu reclamă simplificarea modelului matematic al generatorului sincron, sau a elementelor sale exterioare, puțin așadar ține cont de toate neliniaritățile sau limitările introduse prin modelare;

- elimină necesitatea cunoașterii traiectoriei punctului de funcționare cu aceea a distribuției amplitudinilor oscilațiilor alunecării relative;

- este relativ simplă, ușor de aplicat, conducînd la rezultate direct interpretabile;

- cercetarea sensibilității indicelui de performanță corespunde cu determinarea funcției de corelație;

- poate fi extinsă și la un sistem cu mai multe generatoare interconectate.

Elementele originale ale lucrării sînt cuprinse îndeosebi în cadrul capitolelor 3 și 4 și ele referă în esență la următoarele:

- stabilirea unei relații utile pentru modelarea curbei de magnetizare a fierului mașinii sincrone și folosirea ei la calculul coeficientului de saturație;

- îmbunătățirea tehnicii clasice de calcul a stabilității tranzitorii a sistemelor de mai multe mașini printr-o considerare mai completă a satu-

..//..

- rației și curenților turbionari;
- elaborarea unui program de calcul a stabilității unui sistem electric în condițiile celor mai sus amintite;
 - stabilirea unor concluzii cu caracter practic, privind efectul reprezentării consumatorului complex în studiile de stabilitate tranzitorie, precum și a sensibilității procesului la modificarea valorii timpului de lansare al grupului și a duratei avariei;
 - analiza (sistematizarea, etapizarea și critica) preocupărilor și tehnicilor de optimizare a proceselor la nivelul sistemelor electrice de mai multe mașini;
 - elaborarea unei metodici originale de îmbunătățire a funcționării tranzitorii a unui sistem electric de două generatoare sincrone, cu posibilități de extindere la un sistem complex.

-----00000-----
000
0

ANEXE

A N E X A nr.1

ECUAȚIILE DE FUNCTIONARE ALE MSL IN SISTEMUL DE
REFERINTA FAZIC

Pentru MS, fazorul "u" al tensiunilor circuitelor statorice sau rotorice este legat de fazorul "i" al curenților și de fazorul "ψ" al fluxurilor magnetice prin relația ;

$$[U]_f = [R]_f \cdot [i]_f + \frac{d}{dt} [\psi]_f \quad (A1.1)$$

sau explicit :

$$\begin{aligned} U_a &= -R_a \cdot i_a - \frac{d\psi_a}{dt} \\ U_b &= -R_b \cdot i_b - \frac{d\psi_b}{dt} \\ U_c &= -R_c \cdot i_c - \frac{d\psi_c}{dt} \end{aligned} \quad (A1.2)$$

$$U_E = R_E \cdot i_E - \frac{d\psi_E}{dt}$$

$$U_D = R_D \cdot i_D + \frac{d\psi_D}{dt} = 0$$

$$U_Q = R_Q \cdot i_Q + \frac{d\psi_Q}{dt} = 0$$

Relațiile (A1.2) s-au scris aplicând legea inducției electromagnetice și făcînd convenția că circuitele rotorice sînt inductoare, iar cele statorice sînt induse. In aceste relații fluxurile au expresiile ;

$$[\psi]_{sf} = [L]_{ssf} [i]_{sf} + [L]_{srf} [i]_{rf} \quad (A1.3)$$

$$[\psi]_{rf} = [L]_{rrf} [i]_{rf} + [L]_{rsf} [i]_{sf}$$

unde :

$$[\psi]_{sf} = \begin{bmatrix} \psi_a \\ \psi_b \\ \psi_c \end{bmatrix} \quad [\psi]_{rf} = \begin{bmatrix} \psi_E \\ \psi_D \\ \psi_Q \end{bmatrix} \quad [i]_{sf} = \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} \quad [i]_{rf} = \begin{bmatrix} i_E \\ i_D \\ i_Q \end{bmatrix} \quad (A1.4)$$

$$[L]_{ssf} = \begin{bmatrix} L_{aa} & L_{ab} & L_{ac} \\ L_{ba} & L_{bb} & L_{bc} \\ L_{ca} & L_{cb} & L_{cc} \end{bmatrix} \quad [L]_{srf} = \begin{bmatrix} L_{aE} & L_{bD} & L_{cQ} \\ L_{bE} & L_{bD} & L_{bQ} \\ L_{cE} & L_{cD} & L_{cQ} \end{bmatrix} \quad [L]_{rrf} = \begin{bmatrix} L_{EE} & L_{ED} & L_{EQ} \\ L_{DE} & L_{DD} & L_{DQ} \\ L_{QE} & L_{QD} & L_{QQ} \end{bmatrix}$$

$$[L]_{rsf} = \begin{bmatrix} L_{Ea} & L_{Eb} & L_{Ec} \\ L_{Da} & L_{Db} & L_{Dc} \\ L_{Qa} & L_{Qb} & L_{Qc} \end{bmatrix} \quad (A1.5)$$

, iar concentrat

$$[L]_f = \begin{bmatrix} [L]_{ssf} & [L]_{srf} \\ [L]_{rsf} & [L]_{rrf} \end{bmatrix}$$

In ceace privește matricea rezistențelor de fază $[R]_f$, se pot scrie relațiile :

$$[R]_f = \begin{bmatrix} [R]_{ssf} & [O] \\ [O] & [R]_{rrf} \end{bmatrix} \quad [R]_{ssf} = \begin{bmatrix} R_a & & \\ & R_b & \\ & & R_c \end{bmatrix} \quad (A1.6)$$

$$[R]_{rrf} = \begin{bmatrix} R_E & & \\ & R_D & \\ & & R_Q \end{bmatrix}$$

cu notațiile de mai sus, ecuația (A1.7) se mai poate scrie ;

$$[u]_{sf} = [R]_{sf} \cdot [i]_{sf} - \frac{d}{dt} [\psi]_{sf} \quad (A1.7)$$

$$[u]_{rf} = [R]_{rf} \cdot [i]_{rf} + \frac{d}{dt} [\psi]_{rf}$$

Pentru a descrie complet comportarea tranzitorie a MSL, se adaugă și ecuația de mișcare :

$$\frac{p}{2 \left(\frac{d\theta}{dt} \right)} [i]_{ft} \cdot \left[\frac{d}{dt} [L]_{ft} \right] \cdot [i]_f + M_m = \frac{j}{p} \cdot \frac{d^2 \theta}{dt^2} \quad (A1.8)$$

unde :

p - este numărul perechilor de poli,

θ - unghiul dintre axa "d" și axa fazei "a",

M_m - cuplul mecanic la arborele generatorului,

j - momentul de inerție al rotoarelor.

A N E X A nr.2.

INDUCTIVITATILE MSL IN SISTEMUL DE FAZA

Valorile momentane ale inductivităților circuitelor MSL pot fi definite ca funcții de unghiul θ dintre axa "d" (axa înfășurării de excitație) și axa fazei "a".

Referindu-ne la termenii matricii $[L]_{srf}$ trebuie menționat faptul că cuplajul dintre înfășurarea fazei "a" și înfășurarea de excitație "E" este maxim, atunci când axele lor sînt paralele; acest cuplaj devine minim sau nul când înfășurările respective sînt perpendiculare. Intre aceste două limite (considerînd înfășurări statorice uniform distribuite în jurul întregului), valoarea efectivă variază cu cosinusul unghiului dintre axele celor două înfășurări (fig.A.2.1). Când axa "d" se află decalată cu unghiul θ față de axa fazei "a", coeficientul efectiv de cuplaj între cele două înfășurări va fi $L_{aE} \cdot \cos\theta$ (fig.A2.1.b), L_{aE} fiind valoarea coeficientului de cuplaj când cele două axe coincid (fig.A2.1a).

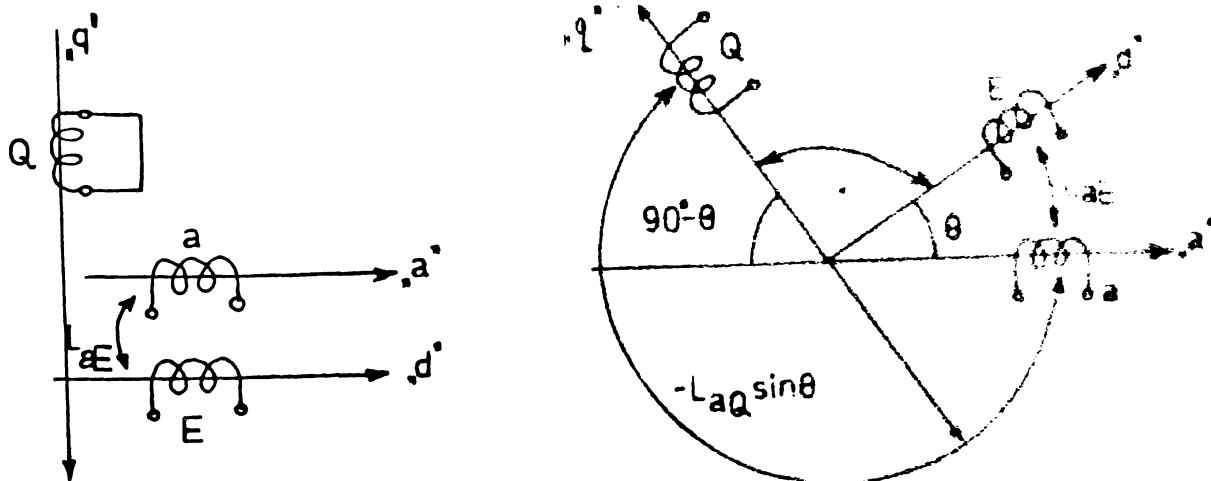


Fig A.2.1 Stabilirea expresiilor inductivităților MSL în sistemul de fază.

a) Axele înfășurărilor a și E coincid.

b) Axele înfășurărilor a și E sînt perpendiculare.

Cînd axa "q" se află înaintea axei "d" în sensul de rotație, inductivitatea mutuală dintre înfășurarea Q și "a" este $-L_{aQ} \sin\theta$, L_{aQ} fiind coeficientul de cuplaj cînd axa "q" coincide cu axa fazei "a" (fig.A2.1b).

Prin urmare matricea $[L]_{rsf}$ are expresia:

$$[L]_{srf} = \begin{bmatrix} L_{aE} \cos\theta & L_{aD} \cos\theta & -L_{aQ} \sin\theta \\ L_{bE} \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & L_{bD} \cos(\theta - \frac{2\pi}{3}) & -L_{bQ} \sin(\theta - \frac{2\pi}{3}) \\ L_{cE} \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & L_{cD} \cos(\theta + \frac{2\pi}{3}) & -L_{cQ} \sin(\theta + \frac{2\pi}{3}) \end{bmatrix} \quad (A.2.1)$$

$$[L]_{rsf} = [L]_{srf} \quad (A22)$$

In ceea ce privește termenii matriței $[L]_{ssf}$ trebuie arătat la MS există întotdeauna o anumită asimetrie între permeabilitățile pînă cele două axe "d" și "q", inductivitățile proprii și mutuale pînă de poziția rotorului în raport cu statorul, Astfel, în funcție de pozițiile de concidență sau ortogonalitate între axa polilor rotorului "d" și axa înfășurării statorice "a", inductivitatea propriei fazei "a" devine maximă sau minimă. Fluxurile ce leagă circuitele rotorului și statorului sînt maxime atunci cînd acestea au axele realele și sînt nule, cînd axele sînt ortogonale.

Dacă funcțiile periodice după care variază inductivitățile se descompun în serii trigonometrice și se presupune că armonicile de ordinul doi ale inductivităților proprii și mutuale din stator au aceeași amplitudine, inductivitățile proprii și mutuale ale circuitelor statorice variază după relațiile ;

$$\begin{aligned} L_{aa} &= L_{aa0} + L_{aa2} \cdot \cos(2\theta) = L_0 + L_2 \cdot \cos(2\theta) \\ L_{bb} &= L_{bb0} + L_{bb2} \cdot \cos(2\theta + 2\sqrt{3}/3) = L_0 + L_2 \cdot \cos(2\theta + 2\sqrt{3}/3) \quad (A23) \\ L_{cc} &= L_{cc0} + L_{cc2} \cdot \cos(2\theta - 2\sqrt{3}/3) = L_0 + L_2 \cdot \cos(2\theta - 2\sqrt{3}/3) \\ L_{ab} &= L_{ba} = -L_{ab0} + L_{ab2} \cdot \cos(2\theta - 2\sqrt{3}/3) = -L'_0 + L'_2 \cdot \cos(2\theta - 2\sqrt{3}/3) \\ L_{bc} &= L_{cb} = -L_{bc0} + L_{bc2} \cdot \cos(2\theta) = -L'_0 + L'_2 \cdot \cos(2\theta) \\ L_{ca} &= L_{ac} = -L_{ca0} + L_{ca2} \cdot \cos(2\theta + 2\sqrt{3}/3) = -L'_0 + L'_2 \cdot \cos(2\theta + 2\sqrt{3}/3) \end{aligned}$$

Deci $[L]_{ssf}$ are expresia :

$$[L]_{ssf} = \begin{bmatrix} L_0 + L_2 \cdot \cos(2\theta) & -L'_0 + L'_2 \cdot \cos(2\theta - 2\sqrt{3}/3) & -L'_0 + L'_2 \cdot \cos(2\theta + 2\sqrt{3}/3) \\ -L'_0 + L'_2 \cdot \cos(2\theta - 2\sqrt{3}/3) & L_0 + L_2 \cdot \cos(2\theta + 2\sqrt{3}/3) & -L'_0 + L'_2 \cdot \cos(2\theta) \\ -L'_0 + L'_2 \cdot \cos(2\theta + 2\sqrt{3}/3) & -L'_0 + L'_2 \cdot \cos(2\theta) & L_0 + L_2 \cdot \cos(2\theta - 2\sqrt{3}/3) \end{bmatrix}$$

(A2.4)

Elementele matriței $[L]_{rrf}$ sînt constante ; $[L]_{rrf}$ avînd expresia ;

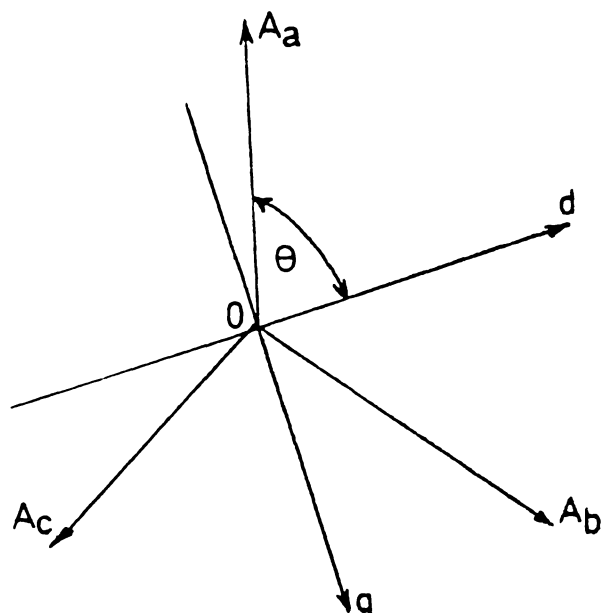
$$[L]_{rrf} = \begin{bmatrix} L_{EE} & L_{ED} & \\ L_{DE} & L_{DD} & \\ & & L_{QQ} \end{bmatrix} \quad (A2.5)$$

A N E X A nr.3

SISTEMUL DE REFERINTA d,q,o

Sistemul de referință d,q,o, mobil și legat de rotor prezintă avantajul că în orice moment, pentru orice poziție a rotorului configurația circuitului magnetic privită din spre rotor, rămâne neschimbată. Acest sistem se adoptă astfel încât axele sale să fie suprapuse peste axele d și q ale rotorului. Ca urmare mărimile rotorice în noul sistem au aceeași valoare, în schimb valoarea mărimilor statorice depinde de poziția momentană a rotorului.

Astfel dacă A_a, A_b, A_c sînt componentele mărimii statorice A, în sistemul d,q,o, componentele lui A sînt (fig.A3.1) ;



$$A_d = k_d [A_a \cos \theta + A_b \cos(\theta - 2\pi/3) + A_c \cos(\theta - 4\pi/3)]$$

$$A_q = k_q [A_a \sin \theta + A_b \sin(\theta - 2\pi/3) + A_c \sin(\theta - 4\pi/3)]$$

$$A_o = k_o [A_a + A_b + A_c] \tag{A3.1}$$

Constantele k_d, k_q, k_o se determină dependent de condițiile impuse prin transformare.

Fig.A3.1. Poziția relativă a celor două sisteme de referință.

În cadrul prezentei lucrări, considerarea MS în sistemul d,q,o se va face în condițiile conservării energiei magnetice momentane, a cuplului magnetic în întregul și a puterii electrice momentane. În plus se va urmări ca matricele de transformare să aibă aceeași formă.

Matricial relațiile (A3.1) pot fi scrise sub forma :

$$\begin{bmatrix} A_d \\ A_q \\ A_o \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} k_d & 0 & 0 \\ 0 & k_q & 0 \\ 0 & 0 & k_o \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos \theta & \cos(\theta - 2\pi/3) & \cos(\theta - 4\pi/3) \\ \sin \theta & -\sin(\theta - 2\pi/3) & -\sin(\theta - 4\pi/3) \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} A_a \\ A_b \\ A_c \end{bmatrix} \tag{A3.2}$$

A N E X A nr.4

MATRICELE DE TRANSFORMARE IN SISTEMUL d,q,0/A43

Dacă se înmulțesc matricile $[u]_f, [i]_f, [\psi]_f$ cu matricile de transformare $[T]_u, [T]_i, [T]_\psi$ se obțin matricile $[u]_d, [i]_d, [\psi]_d$ adică :

$$\begin{aligned} [u]_d &= [T]_u \cdot [u]_f \\ [i]_d &= [T]_i \cdot [i]_f \\ [\psi]_d &= [T]_\psi \cdot [\psi]_f \end{aligned} \quad (A4.1)$$

unde $[T]_u, [T]_i, [T]_\psi$ sînt în general matrici distincte. Determinarea acestora se va face din condiții de echivalență energetică.

Astfel, din condiția de conservarea energiei magnetice, se obține:

$$[\psi]_{ft} [i]_f = [\psi]_{dt} [i]_d \quad (A4.2)$$

sau avînd în vedere relațiile (A4.1) :

$$[\psi]_{ft} [i]_f = [\psi]_{ft} [T]_\psi [T]_i [i]_f \quad (A4.3)$$

de unde rezultă :

$$[T]_\psi [T]_i = [1] \quad (A4.4)$$

Din condiția de conservare a puterilor electrice momentane rezultă :

$$[u]_{ft} [i]_f = [u]_{dt} [i]_d \quad (A4.5)$$

sau

$$[u]_{ft} [i]_f = [u]_{ft} [T]_u [T]_i [i]_f \quad (A4.6)$$

de unde rezultă :

$$[T]_u [T]_i = [1] \quad (A4.7)$$

Din relațiile (A4.4), (A4,7) rezultă:

$$[T]_u = [T]_\psi = [T]_{it} \quad (A4.8)$$

Dacă în plus de condițiile adoptate, se mai impune ca matricile detransformare $[T]_u, [T]_i, [T]_\psi$ să fie egale rezultă relația :

$$[T]_u = [T]_i = [T]_\psi = [T] \quad (A4.9)$$

adică

$$[T] = [T]_t^{-1} \quad (A4.10)$$

Matricea $[T]$ se referă la mărimile tuturor înfășurărilor din mașină și ea se poate descompune în submatrici de transformare pentru marimile statorice, respectiv rotorice :

$$[T] = \begin{bmatrix} [T]_s & [0] \\ [0] & [T]_r \end{bmatrix} \quad (A4.11)$$

unde :

este data de relația (A3.2) adică

$$[T]_s = \begin{bmatrix} k_d & & \\ & k_q & \\ & & k_o \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \cos(\theta) & \cos(\theta - 2\sqrt{3}) & \cos(\theta - 2\sqrt{3}) \\ -\sin(\theta) & -\sin(\theta - 2\sqrt{3}) & -\sin(\theta - 2\sqrt{3}) \\ 1 & 1 & 1 \end{bmatrix} \quad (A4.12)$$

iar $[T]_r = [1]$

Acă se are în vedere respectarea relației (A4.10) adică

$$\begin{bmatrix} [T]_s & [0] \\ [0] & [T]_r \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [T]_{st}^{-1} & [0] \\ [0] & [T]_r \end{bmatrix} \quad (A4.13)$$

rezultă

$$[T] = [T]_{st}^{-1} \text{ sau } [T]_s \cdot [T]_{st} = [1] \quad (A4.14)$$

au

$$\begin{bmatrix} k_d^2 & & \\ & k_q^2 & \\ & & k_o^2 \end{bmatrix} \cdot [T]_s' = \begin{bmatrix} \cos(\theta) & -\sin(\theta) & 1 \\ \cos(\theta - 2\sqrt{3}) & -\sin(\theta - 2\sqrt{3}) & 1 \\ \cos(\theta - 4\sqrt{3}) & -\sin(\theta - 4\sqrt{3}) & 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{3}{2}k_d^2 & & \\ & \frac{3}{2}k_d^2 & \\ & & \frac{3}{2}k_d^2 \end{bmatrix} = [1] \quad (A4.15)$$

prin identificarea, din (A4.15) rezultă:

$$k_d = \sqrt{2/3}; \quad k_q = \sqrt{2/3}; \quad k_o = \sqrt{2/3}$$

Deci matricea de transformare pentru mărimile are forma :

$$[T]_s = \begin{bmatrix} \sqrt{\frac{2}{3}} \cos(\theta) & \sqrt{\frac{2}{3}} \cos(\theta - \frac{2\sqrt{3}}{3}) & \sqrt{\frac{2}{3}} \cos(\theta - \frac{4\sqrt{3}}{3}) \\ \sqrt{\frac{2}{3}} \sin(\theta) & \sqrt{\frac{2}{3}} \sin(\theta - \frac{2\sqrt{3}}{3}) & \sqrt{\frac{2}{3}} \sin(\theta - \frac{4\sqrt{3}}{3}) \\ \sqrt{\frac{1}{3}} & \sqrt{\frac{1}{3}} & \sqrt{\frac{1}{3}} \end{bmatrix} \quad (A4.16)$$

Bibliografie

- 4.1/ O.Crișan: Ecuatiile de funcționare pentru mașina sincronă linearizată, Ecuatiile în unități relative pentru mașina transformată și redunță la stator
 EEA - Electrotehnica, 25, 1977, nr.1, pp42-50.

A N E X A nr.5

FORMA ECUATIILOR DE FUNCTIONARE A MS IN SISTEMUL d,q,0

Ecuatiile de funcționare ale mașinii sincrone în coordonate d,q,0, sînt :

$$\begin{aligned}
 [u]_{sd} &= -[R]_{sd} [i]_{sd} - \frac{d}{dt} [\psi]_{sd} - [1] \cdot [\psi]_{sd} \frac{d\theta}{dt} \\
 [u]_{rd} &= [R]_{rd} \cdot [i]_{rd} + \frac{d}{dt} [\psi]_{rd} \\
 [\psi]_{sd} &= [L]_{ssd} [i]_{sd} + [L]_{srd} \cdot [i]_{rd} \\
 [\psi]_{rd} &= [L]_{rsd} [i]_{sd} + [L]_{rrd} [i]_{rd}
 \end{aligned} \tag{A5.1}$$

și ecuația de mișcare

$$M_m = p \cdot (i_d \cdot \psi_q - i_q \cdot \psi_d) + \frac{j}{p} \cdot \frac{d^2 \theta}{dt^2}$$

unde

$$[u]_{sd} = \begin{bmatrix} u_d \\ u_q \\ u_0 \end{bmatrix} = [T]_s [u]_{sf} = -[T]_s [R]_{sf} [T]_s^{-1} [i]_{sd} - [T]_s \cdot \left(\frac{d}{dt} [T]_s^{-1} [\psi]_{sd} \right)$$

$$[u]_{rd} = \begin{bmatrix} u_E \\ u_D \\ u_Q \end{bmatrix} = [T]_r [u]_{rf} = [T]_r [R]_{rf} [T]_r^{-1} [i]_{rd} + [T]_r \cdot \left(\frac{d}{dt} [T]_r^{-1} [\psi]_{rd} \right) \tag{A5.2}$$

$$[\psi]_{sd} = \begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_q \\ \psi_0 \end{bmatrix} = [T]_s [\psi]_{sf} = [T]_s [L]_{ssf} [T]_s^{-1} [i]_{sd} + [T]_s [L]_{srf} [T]_r^{-1} [i]_{rd}$$

$$[\psi]_{rd} = \begin{bmatrix} \psi_E \\ \psi_D \\ \psi_Q \end{bmatrix} = [T]_r [\psi]_{rf} = [T]_r [L]_{rsf} [T]_{rsf}^{-1} [i]_{sd} + [T]_r [L]_{rrf} [T]_r^{-1} [i]_{rd}$$

(A5.3)

$$[R]_{sd} = \begin{bmatrix} R_d & & \\ & R_q & \\ & & R_0 \end{bmatrix} = [T]_s [R]_{sf} [T]_s^{-1} = R [T]_s [1] [T]_s^{-1} R [1] = [R]_{sf}$$

$$[R]_{rd} = \begin{bmatrix} R_E & & \\ & R_D & \\ & & R_Q \end{bmatrix} = [T]_r [R]_{rf} [T]_r^{-1} = [R]_{rf}$$

$$[L]_{ssd} = \begin{bmatrix} L_{dd} & & \\ & L_{qq} & \\ & & L_{oo} \end{bmatrix} = [T]_s [L]_{ssf} [T]_s^{-1}$$

(A5.4)

$$= \begin{bmatrix} L_o L_o' + \frac{3}{2} L_2 & & \\ & L_o L_o' - \frac{3}{2} L_2 & \\ & & L_o - 2 L_o' \end{bmatrix}$$

$$[L]_{srd} = \begin{bmatrix} L_{dE} & L_{dD} & \\ & & L_{qQ} \\ & & \end{bmatrix} = [T]_s [L]_{srd} [T]_s^{-1} = [L]_{rsd}$$

$$[L]_{rrd} = \begin{bmatrix} L_{EE} & L_{ED} & \\ L_{DE} & L_{DD} & \\ & & L_{QQ} \end{bmatrix} = [T]_r [L]_{rrf} [T]_r^{-1} = [L]_{rrf}$$

$$[1]' = \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 \\ 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{bmatrix}$$

A N E X A nr.6.

ECUATIA DE MISCARE A ROTORULUI MS / 16/

Ecuatia de miscare a rotorului MS se stabilește plecând de la bilanțul energetic al mașinii. MS are trei categorii de legături. Una electrică prin intermediul înfășurărilor statorice cu rețeaua (sau sistemul la care se conectează mașina, o legătură electrică prin intermediul sistemului de excitație cu sistemul de excitație și reglare a tensiunii, una mecanică prin intermediul arborelui mașinii cu turbina (termo sau hidro) și sistemul de reglare a turației și frecvenței.

Puterea introdusă în MS prin cele trei legături, mai puțin pierderile va fi egală cu creșterea energiei interne a mașinii în unitatea de timp.

Puterile introduse în mașină sînt :

- prin intermediul înfășurărilor statorice:

$$P_{sf} = -(u_a \cdot i_a + u_b \cdot i_b + u_c \cdot i_c) = -[u]_{sf} [i]_{sf}$$

- prin intermediul înfășurărilor rotorice :

$$P_{rf} = (u_E \cdot i_E + u_D \cdot i_D + u_Q \cdot i_Q) = [u]_{rf} [i]_{rf} \quad (A6.1)$$

- prin intermediul arborelui mașinii:

$$P'_m = M'_m \cdot \frac{d\theta}{dt} = \frac{M'_m}{p} \cdot \frac{d\theta}{dt}$$

M'_m fiind cuplul mecanic în întrefierul mașinii primare, θ_g unghiul geometric al rotorului.

Pierderile de putere în mașina liniarizată sînt :

- electrice în înfășurățile statorice :

$$\Delta P_{sf} = R_a \cdot i_a^2 + R_b \cdot i_b^2 + R_c \cdot i_c^2 = [i]_{sf} [R]_{sf} [i]_{sf}$$

- electrice în înfășurățile rotorice :

$$\Delta P_{rf} = R_E \cdot i_E^2 + R_D \cdot i_D^2 + R_Q \cdot i_Q^2 = [i]_{rf} [R]_{rf} [i]_{rf}$$

- mecanice datorită frecărilor, ventilației, etc.:

$$\Delta P_m = \Delta M'_m \cdot \frac{d\theta_g}{dt} = \frac{\Delta M'_m}{p} \cdot \frac{d\theta}{dt} \quad (A6.2)$$

$\Delta M'_m$ fiind cuplul mecanic rezistent corespunzător pierderilor mecanice.

Energia internă W_i a MS este compusă din energia magnetică W_m a înfășurărilor plus energia cinetică a rotorului W_c , unde.

$$W_m = \frac{1}{2} \cdot \sum \psi \cdot i = \frac{1}{2} [\psi]_{ff} [i]_f = \frac{1}{2} [i]_{ff} [L]_{ff} [i]_f \quad (A6.3)$$

$$W_c = \frac{1}{2} \cdot j \cdot \Omega^2 = \frac{1}{2} \cdot \frac{j \omega^2}{p^2} = \frac{1}{2} \cdot \frac{j}{\omega^2} \left(\frac{d\theta}{dt} \right)^2 \quad (A6.4)$$

Derivata energiei interne în raport cu timpul devine :

$$\frac{dW_i}{dt} = \frac{dW}{dt} + \frac{dW_c}{dt} = \frac{1}{2} \left(\frac{d[i]_{ft}}{dt} \right) [L]_{ft} \cdot [i]_f + \frac{1}{2} [i]_{ft} \left(\frac{d[L]_{ft}}{dt} \right) \cdot [i]_f + \frac{1}{2} [i]_{ft} [L]_{ft} \cdot \left(\frac{d[i]_f}{dt} \right) + \frac{j}{p} \frac{d\theta}{dt} \cdot \frac{d^2\theta}{dt^2} \quad (A6.5)$$

Deci bilanțul puterilor în MS poate fi scris astfel :

$$-[u]_{sft} \cdot [i]_{sf} + [u]_{rft} \cdot [i]_{rf} + \frac{M'_m}{p} \frac{d\theta}{dt} - [i]_{sft} [R]_{sf} \cdot [i]_{sf} - [i]_{rft} [R]_{rf} \cdot [i]_{rf} - \frac{\Delta M'_m}{p} \frac{d\theta}{dt} = \frac{1}{2} \left(\frac{d[i]_{ft}}{dt} \right) \cdot [L]_{ft} \cdot [i]_f + \frac{1}{2} [i]_{ft} \left(\frac{d[L]_{ft}}{dt} \right) \cdot [i]_f + \frac{1}{2} [i]_{ft} [L]_{ft} \cdot \left(\frac{d[i]_f}{dt} \right) + \frac{j}{p} \frac{d\theta}{dt} \cdot \frac{d^2\theta}{dt^2}$$

Dar :

$$-[u]_{sft} \cdot [i]_{sf} = - \left([i]_{sf} [R]_{sf} - \frac{d[\psi]_{sft}}{dt} \right) \cdot [i]_{sf} = [i]_{sft} \cdot [R]_{sf} \cdot [i]_{sf} + \left(\frac{d[\psi]_{sft}}{dt} \right) \cdot [i]_{sf} \quad (A6.6)$$

$$[u]_{rft} \cdot [i]_{rf} = - \left([i]_{rf} [R]_{rf} + \frac{d[\psi]_{rft}}{dt} \right) \cdot [i]_{rf} = [i]_{rft} [R]_{rf} \cdot [i]_{rf} + \left(\frac{d[\psi]_{rft}}{dt} \right) \cdot [i]_{rf} \quad (A6.7)$$

$$\left(\frac{d[\psi]_{sft}}{dt} \right) \cdot [i]_{sf} + \left(\frac{d[\psi]_{rft}}{dt} \right) \cdot [i]_{rf} = \frac{d}{dt} \left([\psi]_{ft} \right) \cdot [i]_f - \left(\frac{d[i]_{ft}}{dt} \right) \cdot [L]_{ft} \cdot [i]_f + [i]_{ft} \left(\frac{d[L]_{ft}}{dt} \right) \cdot [i]_f$$

$$\frac{M'_m}{p} \frac{d\theta}{dt} - \frac{\Delta M'_m}{p} \frac{d\theta}{dt} = \frac{M_m}{p} \frac{d\theta}{dt} \quad \text{unde } M_m \text{ fiind cuplul mecanic în întretierul GS}$$

$$\frac{1}{2} \left(\frac{d[i]_{ft}}{dt} \right) \cdot [L]_{ft} \cdot [i]_f + \frac{1}{2} [i]_{ft} \left(\frac{d[L]_{ft}}{dt} \right) \cdot [i]_f = \left(\frac{d[i]_{ft}}{dt} \right) \cdot [L]_{ft} \cdot [i]_f$$

Cu relațiile (A6.7), relația (A6.6) devine :

$$\frac{1}{2} \cdot [i]_{ft} \left(\frac{d[L]_{ft}}{dt} \right) \cdot [i]_f + \frac{M_m}{p} \frac{d\theta}{dt} = \frac{j}{p} \frac{d\theta}{dt} \cdot \frac{d^2\theta}{dt^2} \quad (A6.8)$$

sau

$$P_e + P_m = P_c \quad (A6.9)$$

Dacă se împarte relația (A6.8.) sau (A6.9) cu viteza unghiulară

geometrică $\Omega = \frac{\omega}{p} = \frac{d\theta/dt}{p}$ (A6.10) se obține ecuația ;

$$M_e + M_m = \frac{j}{p} \cdot \frac{d^2\theta}{dt^2} \quad (A6.11)$$

unde M_e este cuplul electromagnetic în întretier și are expresia:

$$M_e = \frac{p}{2} \frac{d\theta}{dt} \cdot [i]_{ft} \cdot \left(\frac{d[L]_{ft}}{dt} \right) \cdot [i]_f \quad (A6.12)$$

In sistemul $d, q, 0$, expresia cuplului electromagnetic devine :

$$\begin{aligned}
 M_e &= \frac{P}{2 \left[\frac{d\theta}{dt} \right]} [i]_{dt} \cdot [T] \cdot \left[\frac{d}{dt} [L]_{ft} \right] \cdot [T]^{-1} \cdot [i]_d = \\
 &= \frac{P}{2\omega} [i]_{dt} \cdot [T]^{-1} \cdot \frac{d}{dt} \left[[T]_t \cdot [L]_{dt} \cdot [T]^{-1} \right] \cdot [T]^{-1} \cdot [i]_d = \\
 &= \frac{P}{2\omega} [i]_{dt} \cdot [T]^{-1} \cdot \frac{d}{dt} \left[\left(\frac{d}{dt} [T]_t \right) \cdot [L]_{dt} \cdot [T]^{-1} + [T]_t \cdot \left[\frac{d}{dt} [L]_{dt} \right] \cdot [T]^{-1} \right] \cdot \\
 &+ [T]_t \cdot [L]_{dt} \cdot \left(\frac{d}{dt} [T]^{-1} \right) \cdot [T]^{-1} \cdot [i]_d = \frac{P}{2\omega} \left[[i]_{dt} \cdot [T]^{-1} \cdot \left(\frac{d}{dt} [T]_t \right) \cdot [L]_{dt} \cdot [T]^{-1} \cdot [T]^{-1} \cdot [T]^{-1} \cdot [i]_d + [i]_{dt} \cdot [T]^{-1} \cdot [T]_t \cdot [L]_{dt} \cdot \left(\frac{d}{dt} [T]^{-1} \right) \cdot [T]^{-1} \cdot [i]_d \right] \quad (A6.12)
 \end{aligned}$$

Dar:

$$[T]^{-1} \cdot \left[\frac{d}{dt} [T]_t \right] = \begin{bmatrix} [T]^{-1}_{st} & [0] \\ [0] & [1] \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \frac{d}{dt} [T]_{st} & [0] \\ [0] & [0] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} [1] \frac{d\theta}{dt} & [0] \\ [0] & [0] \end{bmatrix} \quad (A6.13)$$

$$\left[\frac{d}{dt} [T]^{-1}_t \right] \cdot [T]^{-1} = \begin{bmatrix} \frac{d}{dt} [T]^{-1}_{st} & [0] \\ [0] & [0] \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} [T]^{-1}_{st} & [0] \\ [0] & [0] \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} -[1] \frac{d\theta}{dt} & [0] \\ [0] & [0] \end{bmatrix} \quad (A6.14)$$

Avind in vedere relațiile (A6.13) și (A6.14) relația (A6.12) devine:

$$\begin{aligned}
 M_e &= \frac{P}{2\omega} \left[[i]_{sd} \cdot [1] \right] \cdot [\psi]_{sd} - [\psi]_{sd} \cdot [1] \cdot [i]_{sd} \cdot \omega = P \cdot [iq\psi_d - d\psi_q] \\
 &= P \cdot iq \cdot [L_{dd} \cdot i_d + L_{dE} \cdot i_E + L_{dD} \cdot i_D] - P \cdot i_d (L_{qq} \cdot i_q + L_{qQ} \cdot i_Q) \quad (A6.15)
 \end{aligned}$$

Cuplul electromagnetic conține trei componente :

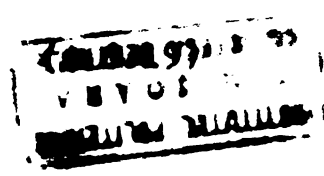
- cuplul sincron : $M_{e1} = P \cdot i_E \cdot i_q \cdot L_{aE}$ (A6.16)
- cuplul datorat nesimetriei rotorului : $M_{e2} = P(L_{dd} - L_{qq}) \cdot i_d \cdot i_q$ (A6.17)
- cuplul de amortizare : $M_{e3} = P(L_{dD} \cdot i_D \cdot i_q - L_{qQ} \cdot i_Q \cdot i_d)$ (A6.18)

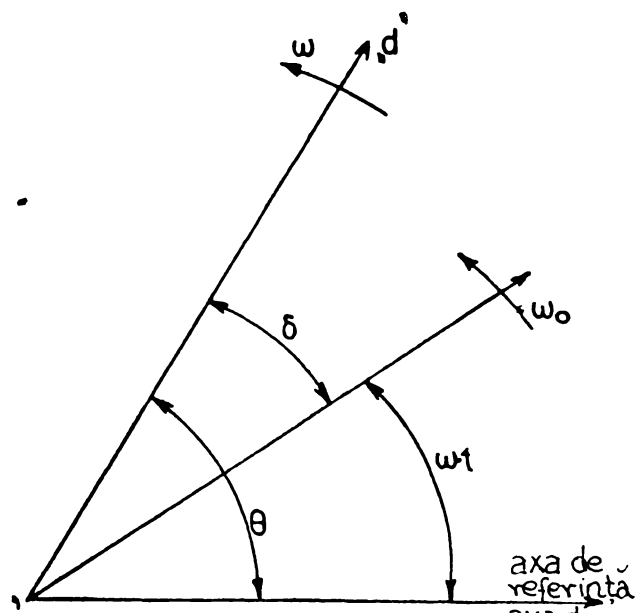
OBSERVATII:

1)- In unele studii de SD a MSI, mai puțin pretențioase sub aspectul preciziei nu sînt luate in considerare infăgurările de amortizare, fenomenele din fier și nici instalațiile primare. In aceste condiții unii autori recoamandă îmbunătățirea preciziei rezultatelor prin considerarea in ecuația de mișcare a unui termen suplimentar : cuplul de amortizare $M_a = A \frac{d\delta}{dt}$; unde „ δ ” este unghiul format de axa „d” a MS și o axă de referință ce se rotește cu turația constantă (sincronă) ω_s (fig. A61).

Adică : $\delta = \theta - \omega_s \cdot t$

astfel că $\frac{d\delta}{dt}$ este alunecarea absolută a rotorului.



Fig.A6.1 Definierea unghiului $\delta = \theta - \omega \cdot t$

A este coeficientul cuplului de amortizare și conține trei termeni.

$$A = A_1 + A_2 + A_3 \quad (\text{A6.20})$$

unde A_1 este constanta de autoreglaj a grupului.

A_2 este coeficientul cuplului de amortizare datorat înfășurărilor de amortizare și se calculează cu relația (76p324);

$$A_2 = \frac{pU^2}{\omega} \left[\frac{x'_d - x''_d}{x'_d \cdot x''_d} \cdot T''_{d0} \cdot \sin^2 \delta + \frac{x'_q - x''_q}{x'_q \cdot x''_q} \cdot T''_{q0} \cdot \cos^2 \delta \right] \quad (\text{A6.21})$$

A_3 este coeficientul cuplului de amortizare datorat curenților turbionari rotorici și se calculează cu relația :

$$A_3 = \frac{8}{3\pi} \cdot \frac{p}{\omega} \cdot \rho \cdot \frac{H_m^2}{\delta^*} \cdot D' \cdot L \quad (\text{A6.22})$$

unde:

ρ - rezistivitatea materialului feromagnetic,

H_m - amplitudinea t.m.m. la suprafața rotorului (în întrefier),

T.m.m. se consideră repartizată sinusoidal de-a lungul întrefierului.

δ^* - adâncimea de pătrundere a cîmpului electromagnetic; se calculează cu relația :

$$\delta^* = \left[\frac{2 \cdot \rho \cdot H_m}{\omega \cdot B} \right]^{1/2} \quad B \text{ fiind inducția medie în întrefier.}$$

D' - diametrul rotorului iar L - lungimea rotorului.

2)- Mărimea T_1 ce poate fi pusă în evidență în ecuația (A6.10) are expresia :

$$T_1 = \frac{j \cdot \omega^2}{p^2 \cdot P_n} = \frac{M' \cdot \omega}{P_n} \quad \text{și se numește timp de lansare al grupului. El}$$

este timpul în care cele două rotoare antrenante cu o putere constantă și egală cu aceea nominală, plecînd de la turația nulă ajung la turația nominală. Are valorile $10 \div 4$ secunde pentru puteri unitare de $200 \div 2000$ MW și $p=2$ și $6 \div 4$ secunde pentru $p=1$, gama de puteri fiind aceeași.

$M' = \frac{j \cdot \omega}{p^2}$ este constanta de inerție a mașinii și se măsoară în kWs / rad

3)- În literatura americană în loc de M' sau M , se consideră o constantă de inerție H (inertia constant), definită ca fiind raportul dintre energia cinetică la turația nominală și puterea (activă) nominală.:

$$H = \frac{1}{2} \cdot \frac{j \cdot \omega}{p^2 \cdot S_n} \quad \text{sau} \quad H = \frac{1}{2} \cdot \frac{j \cdot \omega}{p^2 \cdot P_n}; \text{ adică } M' = 2 \cdot H \cdot \omega$$

4)- $D = \Delta \omega$ este constanta de amortizare și se exprimă în unități relative.

A N E X A nr.7

REDUCEREA LA STATOR

Numărul de spire al diferitelor înfășurări a MS este mult diferit, motiv pentru care valorile reale ale circuitelor tensiunilor și fluxurilor sînt mult diferite de la o înfășurare la alta. S-ar părea că participarea diferitelor înfășurări la fenomenele din mașină este mult diferită. În realitate contribuția înfășurărilor la fenomenele din mașină este dată de t.m.m. (N_i), care are același ordin de mărime pentru toate înfășurările.

Din punct de vedere funcțional mașina sincronă (ca element activ al sistemului electric), prezintă interes sub aspectul comportării rezultate la fiecare înfășurare, deci t.m.m. și firește t.m.m. rezultantă în întregul. Din acest motiv este foarte util să reducă toate mărimile mașinii la aceeași înfășurare, obișnuit înfășurării statorice, întrucît prin acestea se conectează mașina la rețea și astfel volumul de calcul este minim.

Relațiile de reducere a mărimilor înfășurărilor rotorice la nivelul celor statice se aplică separat pentru fiecare axă de simetrie. Reducerea se efectuează astfel încît un curent de la înfășurare să producă același flux în întregul, indiferent de înfășurare. Întrucît reluctanța magnetică utilă este aceeași pentru toate înfășurățile dispuse pe aceeași axă de simetrie, rezultă că toate înfășurățile pot fi reduse la același număr de spire, egal cu acela al înfășurării statorice din axa respectivă.

Astfel, curentul din înfășurarea de excitație i_E se reduce din condiția:

$$i_E N_E = i_E^* N_d, \text{ de unde } i_E^* = \frac{N_E}{N_d} i_E \quad (A7.1)$$

și analog:

$$i_D^* = \frac{N_D}{N_d} i_D; \quad i_Q^* = \frac{N_Q}{N_q} i_Q \quad (A7.2.)$$

$$U_E^* = \frac{N_E}{N_s} U_E$$

$$\psi_E^* = \frac{N_E}{N_d} \psi_E \quad \psi_D^* = \frac{N_D}{N_d} \psi_D \quad \psi_Q^* = \frac{N_Q}{N_q} \psi_Q$$

Pentru parametrii înfășurărilor rotorului, relațiile de reducere sînt :

$$\begin{aligned} R_E^* &= R_E \cdot \left[\frac{N_d}{N_E} \right]^2 & L_{EE}^* &= L_{EE} \cdot \left[\frac{N_d}{N_E} \right]^2 & L_{Ed}^* &= L_{Ed} \cdot \left[\frac{N_d}{N_E} \right]^2 \\ L_{ED}^* &= L_{ED} \cdot \left[\frac{N_d}{N_E} \right]^2 & L_{DD}^* &= L_{DD} \cdot \left[\frac{N_d}{N_D} \right]^2 & L_{QQ}^* &= L_{QQ} \cdot \left[\frac{N_q}{N_Q} \right]^2 \\ L_{Qq}^* &= L_{Qq} \cdot \left[\frac{N_q}{N_Q} \right]^2 & L_{Dd}^* &= L_{Dd} \cdot \left[\frac{N_d}{N_D} \right]^2 & & \end{aligned} \quad (A7.3)$$

Astfel ecuațiile înfășurărilor rotorice păstrează aceeași formă prin reducere, doar că mărimile ce intervin sînt afectate de „*”.

Pentru înfășurarea de excitație ; (A7.4)

$$u_E^* = R_E^* \cdot i_E^* + \frac{d\psi_E^*}{dt}$$

unde :

$$\psi_E^* = L_{EE}^* \cdot i_E^* + L_{Ed}^* \cdot i_d + L_{ED}^* \cdot i_D \quad (A7.5)$$

dar $L_{EE} = L_{EE6} + L_{EEh}$ (A7.6.)

unde: L_{EE6} - inductivitatea de dispersie ,

L_{EEh} - inductivitatea corespunzătoare fluxului util, comun pentru toate înfășurările din aceeași axă.

Deci și :

$$L_{EE}^* = L_{EE6}^* + L_{EEh}^* \quad (A7.7)$$

; înlocuind expresia lui L_{EE}^* în (A7.5) se obține:

$$\psi_E^* = L_{EE6}^* \cdot i_E^* + L_{EEh}^* \cdot i_E^* + L_{Ed}^* \cdot i_d + L_{ED}^* \cdot i_D \quad (A7.8)$$

Dar fluxul util este comun tuturor înfășurărilor, iar numărul de spire al înfășurărilor reduse și reală statorică după aceeași axă, același; Rezultă că inductivitățile tuturor înfășurărilor (reduse și reală) din aceeași axă corespunzătoare fluxului util au aceeași valoare .Adică :

$$L_{EEh}^* = L_{Ed}^* = L_{ED}^* = L_{ddh} = L_{ad} \quad (A7.9)$$

iar

$$L_{aQh}^* = L_{Qq}^* = L_{qqh} = L_{aq} \quad (A7.10)$$

Deci:

$$\Psi_E^* = L_{EE6}^* \cdot i_E^* + L_{ad} \cdot (i_E^* + i_d + i_D^*) \quad (A7.11)$$

și similar:

$$\Psi_D^* = L_{DD6}^* \cdot i_D^* + L_{ad} \cdot (i_E^* + i_d + i_D^*) \quad (A7.12)$$

$$\Psi_d = L_{dd6} \cdot i_d + L_{ad} \cdot (i_d + i_E^* + i_D^*) \quad (A7.13)$$

$$\Psi_Q^* = L_{QQ6}^* \cdot i_Q^* + L_{aq} \cdot (i_q + i_Q^*) \quad (A7.14)$$

$$\Psi_q = L_{qq6} \cdot i_q + L_{aq} \cdot (i_q + i_Q^*) \quad (A7.15)$$

$$\Psi_o = L_{oo} \cdot i_o \quad (A7.16)$$

Se constată din analiza relațiilor (A7.11) + (A7.16) că fluxurile totale ale înfășurărilor mașinii sincrone sînt compuse dintr-un flux de dispersie (ψ_6) și un flux (ψ_a) mutual util după axa d, respectiv după axa q. Adică se pot scrie relațiile ;

$$\begin{aligned} \Psi_d &= \Psi_{d6} + \Psi_{ad} \\ \Psi_E^* &= \Psi_{E6}^* + \Psi_{ad} \\ \Psi_D^* &= \Psi_{D6}^* + \Psi_{ad} \\ \Psi_q &= \Psi_{q6} + \Psi_{aq} \\ \Psi_Q^* &= \Psi_{Q6}^* + \Psi_{aq} \end{aligned} \quad (A7.17)$$

Reducerea mărimilor mașinii la nivelul statorului, prezintă următoarele avantaje :

- interpretarea mai comodă a fenomenelor ce au loc în mașină ,
- toate mărimile de interes ale mașinii (tensiunii, curenți, puteri) se pot exprima în funcție de fluxul util comun al mașinii sau a componentelor sale,
- expresiile ecuațiilor generatorului și modelarelor numerică și analogică este mult simplificată,
- saturația se poate include mai simplu, deoarece va afecta doar un singur parametru după fiecare axă: L_{ad} după axa „d”, L_{aq} după axa „q”,
- introducerea unităților relative nu constituie nici o problemă întrucît toate mărimile sînt deja reduse la aceeași înfășurare a mașinii,
- se poate face o comparație eficace între efectele diferențelor curenți din aceeași mașină, ei fiind reduși la același nivel de tensiune, etc.

A N E X A nr.8

UNITATI RELATIVE, EXPRIMAREA MARIMILOR IN UNITATI RELATIVE

Soluționarea ecuațiilor^{ce} descriu funcționarea M se efectuează de obicei considerând mărimile exprimate în unități relative. Această formă de exprimare prezintă avantajul că rezultatele cese obțin au un grad mai mare de generalitate, valorile numerice ce intervin sînt apropiate de 1, etc.

Drept mărimi de bază, identice pentru înfășurările statorice și rotorice (reduse la stator) se adoptă de obicei mărimile nominale statorice.

Mărimile de bază alese (independente sau principale) sînt :

- pentru tensiune : $U_b = U_n$ (tensiunea nominală înălțată a generatorului V)
- pentru puteri : $S_b = S_n = \sqrt{3} \cdot U_n \cdot I_n$ (puterea nominală a generatorului în VA),
- pentru timp : $t_b = \frac{1}{\omega_0}$ (inversul pulsației sincrone, în s/rad),
- pentru unghiuri : $\theta_b = 1(\text{rad})$

Odată stabilite mărimile de bază independente, rezultă mărimile de bază derivate :

- pentru curenți : $I_b = \frac{S_b}{\sqrt{3} \cdot U_b} = \frac{S_n}{\sqrt{3} U_n}$ (A)
- pentru impedanțe: $Z_b = U_b / \sqrt{3} \cdot I_b = U_b^2 / S_b$ (Ω)
- pentru viteza unghiulară : (rad/s)
- pentru inductivități: $L_b = \frac{Z_b}{\omega_b} = \frac{U_b^2}{S_b \cdot \omega_b}$ (H) (A8.1)
- pentru fluxuri: $\psi_b = L_b \cdot I_b = \frac{U_b}{\sqrt{3} \cdot \omega_b}$ (Vs)
- pentru cupluri : $M_b = \frac{S_b}{3 \Omega} = \frac{S_b \cdot p}{3 \cdot \omega_b}$ (Nm)

Astfel, în unități relative mărimile MS devin :

$$u_{dr} = \frac{u_d}{U_b} = \frac{u_d}{U_n} \quad u_{qr} = \frac{u_q}{U_b} = \frac{u_q}{U_n} \quad u_{or} = \frac{u_o}{U_b} = \frac{u_o}{U_n}$$

$$u_{or} = \frac{u_o}{U_h} = \frac{u_o}{U_n}$$

$$i_{dr} = \frac{i_d}{I_b} = \frac{i_d}{I_n} \quad i_{qr} = \frac{i_q}{I_b} = \frac{i_q}{I_n} \quad i_{or} = \frac{i_o}{I_b} = \frac{i_o}{I_n} \quad (A8.2)$$

$$i_{Er} = \frac{i_E}{I_b} = \frac{i_E}{I_n} \quad i_{Dr} = \frac{i_D}{I_b} = \frac{i_D}{I_n} \quad i_{Qr} = \frac{i_Q}{I_b} = \frac{i_Q}{I_n}$$

$$\psi_{dr} = \frac{\psi_d}{\psi_b} = \frac{\psi_d}{\frac{U_b}{\sqrt{3} \cdot \omega_b}} = \frac{\sqrt{3} \cdot \omega_o \cdot \psi_d}{U_n} \quad \psi_{qr} = \frac{\psi_q}{\psi_b} = \frac{\psi_q}{\frac{U_b}{\sqrt{3} \cdot \omega_b}} = \frac{\sqrt{3} \cdot \omega_o \cdot \psi_q}{U_n}$$

$$\psi_{or} = \frac{\psi_o}{\psi_b} = \frac{\psi_o}{\frac{U_b}{\sqrt{3} \cdot \omega_b}} = \frac{\sqrt{3} \cdot \omega_o \cdot \psi_o}{U_n} \quad \psi_{Dr} = \frac{\psi_D}{\psi_b} = \frac{\psi_D}{\frac{U_b}{\sqrt{3} \cdot \omega_b}} = \frac{\sqrt{3} \cdot \omega_o \cdot \psi_D}{U_n}$$

$$\psi_{Qr} = \frac{\psi_Q}{\psi_b} = \frac{\psi_Q}{\frac{U_b}{\sqrt{3} \cdot \omega_b}} = \frac{\sqrt{3} \cdot \omega_o \cdot \psi_Q}{U_n} \quad \psi_{Er} = \frac{\psi_E}{\psi_b} = \frac{\psi_E}{\frac{U_b}{\sqrt{3} \cdot \omega_b}} = \frac{\sqrt{3} \cdot \omega_o \cdot \psi_E}{U_n}$$

$$R_{dr} = r_d = \frac{R_d}{Z_b} = \frac{R_d}{\frac{U_b}{\sqrt{3} \cdot I_b}} = \frac{\sqrt{3} \cdot R_d \cdot I_n}{U_n} \quad R_{qr} = r_q = \frac{R_q}{Z_b} = \frac{R_q}{\frac{U_b}{\sqrt{3} \cdot I_b}} = \frac{\sqrt{3} \cdot R_q \cdot I_n}{U_n} \quad (A8.3)$$

$$R_{or} = r_o = \frac{R_o}{Z_b} = \frac{R_o}{\frac{U_b}{\sqrt{3} \cdot I_b}} = \frac{\sqrt{3} \cdot R_o \cdot I_n}{U_n} \quad R_{Er} = r_E = \frac{R_E}{Z_b} = \frac{R_E}{\frac{U_b}{\sqrt{3} \cdot I_b}} = \frac{\sqrt{3} \cdot R_E \cdot I_n}{U_n}$$

$$R_{Dr} = r_D = \frac{R_D}{Z_b} = \frac{R_D}{\frac{U_b}{\sqrt{3} \cdot I_b}} = \frac{\sqrt{3} \cdot R_D \cdot I_n}{U_n} \quad R_{Qr} = r_Q = \frac{R_Q}{Z_b} = \frac{R_Q}{\frac{U_b}{\sqrt{3} \cdot I_b}} = \frac{\sqrt{3} \cdot R_Q \cdot I_n}{U_n}$$

$$L_{ddr} = X_{ddr} = \frac{L_{dd}}{U_n} \cdot \omega_o = \frac{\sqrt{3} \cdot I_n \cdot L_{dd} \cdot \omega_o}{U_n} = x_{dd}$$

$$L_{qqr} = X_{qqr} = \frac{L_{qq}}{U_n} \cdot \omega_o = \frac{\sqrt{3} \cdot I_n \cdot L_{qq} \cdot \omega_o}{U_n} = x_{qq}$$

$$L_{oor} = X_{oor} = \frac{L_{oo}}{U_n} \cdot \omega_o = \frac{\sqrt{3} \cdot I_n \cdot L_{oo} \cdot \omega_o}{U_n} = x_{oo}$$

$$L_{EEr} = X_{EEr} = \frac{L_{EE}}{U_n} \cdot \omega_o = \frac{\sqrt{3} \cdot I_n \cdot L_{EE} \cdot \omega_o}{U_n} = x_{EE}$$

$$L_{dDr} = X_{dDr} = \frac{L_{dD}}{U_n} \cdot \omega_o = \frac{\sqrt{3} \cdot I_n \cdot L_{dD} \cdot \omega_o}{U_n} = x_{dD}$$

$$x_{dE} = \frac{\sqrt{3} \cdot I_n \cdot L_{dE} \cdot \omega_o}{U_n} \quad x_{dD} = \frac{\sqrt{3} \cdot I_n \cdot L_{dD} \cdot \omega_o}{U_n} \quad x_{qQ} = \frac{\sqrt{3} \cdot I_n \cdot L_{qQ} \cdot \omega_o}{U_n} \quad x_{DD} = \frac{\sqrt{3} \cdot L_{DD} \cdot \omega_o}{U_n}$$

$$x_{Ed} = \frac{\sqrt{3} \cdot I_n \cdot L_{Ed} \cdot \omega_0}{U_n} \quad x_{ED} = \frac{\sqrt{3} \cdot I_n \cdot L_{ED} \cdot \omega_0}{U_n}$$

$$x_{DE} = \frac{\sqrt{3} \cdot I_n \cdot L_{DE} \cdot \omega_0}{U_n} \quad x_{qQ} = \frac{\sqrt{3} \cdot I_n \cdot L_{qQ} \cdot \omega_0}{U_n}$$

$$x_{Qq} = \frac{\sqrt{3} \cdot I_n \cdot L_{Qq} \cdot \omega_0}{U_n}$$

$$M_{mr} = \frac{M_m}{M_b} = \frac{M_m}{\frac{S_b \cdot p}{3\omega_b}} = \frac{3 \cdot M_m \cdot \omega_b}{S_b \cdot p} = m_m \quad \text{iar constanta de timp a} \quad (A8.4)$$

$$\text{rotoarelor} \quad M_r^* = \frac{j}{p^2} \cdot \frac{\omega_0^2}{\frac{S_b}{3\omega_b}} = \frac{j}{p^2} \cdot \frac{3 \cdot \omega_0^3}{\sqrt{3} U_n I_n} \quad (A8.5)$$

In unități relative ecuațiile mașinii sincrone cu parametrii raportați la înfășurările statorice se obțin împărțind ecuația tensiunilor cu U_b și ținând cont de exprimarea lui U_b în funcție de celelalte mărimi de bază.

Astfel :

$$u_{dr} = \frac{u_d}{\frac{U_b}{\sqrt{3}}} = -\frac{R_d \cdot i_d}{\frac{U_d}{\sqrt{3}}} - \frac{d\psi_d}{dt} \cdot \frac{1}{\frac{U_b}{\sqrt{3}}} + \psi_q \frac{1}{\frac{U_b}{\sqrt{3}}} \cdot \frac{d\theta}{dt} \quad (A8.6)$$

sau

$$u_{dr} = -\frac{R_d}{Z_b} \cdot \frac{i_d}{I_b} - \frac{d \left[\frac{\psi}{\psi_b} \right]}{d \left[\frac{t}{t_b} \right]} + \frac{\psi_q}{\psi_b} \frac{d \left[\frac{\theta}{\theta_b} \right]}{d \left[\frac{t}{t_b} \right]} \quad (A8.7) \text{ecuație în}$$

care toate variabilele sînt exprimate în unități relative

Deci :

$$u_{dr} = -R_{dr} \cdot i_{dr} - \frac{d\psi_{dr}}{dt_r} + \psi_{qr} \cdot \frac{d\theta_r}{dt_r} \quad \text{sau renunțînd la indici:} \quad (A8.8)$$

$$u_d = -r_d \cdot i_d - \frac{d\psi_d}{dt} + \psi_q \frac{d\theta}{dt}$$

In mod similar rezultă și ecuațiile celorlalte tensiuni, deși că

$$\begin{aligned} \psi_d &= x_{dd6} \cdot i_d + x_{ad} \cdot (i_d + i_E + i_D) \\ \psi_E &= x_{EE6} \cdot i_E + x_{ad} \cdot (i_d + i_E + i_D) \\ \psi_D &= x_{DD6} \cdot i_D + x_{ad} \cdot (i_d + i_E + i_D) \\ \psi_q &= x_{qq6} \cdot i_q + x_{ad} \cdot (i_Q + i_q) \\ \psi_Q &= x_{QQ6} \cdot i_Q + x_{ad} \cdot (i_\theta + i_q) \\ \psi_o &= x_{oo} \cdot i_o \end{aligned} \quad (A8.9)$$

In ceea ce privește ecuația de mișcare în unități relative, aceasta se poate deduce astfel ;

$$M_{mr} = \frac{M_m}{M_b} = p \left(\frac{i_d \cdot \psi_q}{i_b \cdot \psi_b} - \frac{i_q \cdot \psi_d}{i_b \cdot \psi_b} \right) \frac{l_b \cdot \psi_b}{M_b} + \frac{J}{p} \frac{d^2(\theta_b)}{dt^2} \frac{\theta_b}{t_b^2 \cdot M_b}$$

Dar :

$$M_b = \frac{S_b \cdot p}{3\omega_b} = \frac{\sqrt{3} \cdot U_b \cdot I_b \cdot p}{3\omega_b} = I_b \cdot \psi_b \cdot p \quad (A8.10)$$

$$\text{iar } \frac{3j \cdot \omega_b^3}{S_b \cdot p^2} = M_r^*$$

ca urmare ecuația de mișcare în unități relative devine :

$$M_m = (i_d \cdot \psi_q - i_q \cdot \psi_d) \cdot p + M_r^* \frac{d^2\theta}{dt^2} \quad (A8.11)$$

A N E X A nr.9

CALCULUL INDUCTIVITATILOR SUBTRANZITORII L_d'' , L_q''

L_d'' redă legătura dintre fluxul ψ_d și curentul i_d , pentru $\psi_E = \psi_D = 0$
 Dacă din ecuațiile :

$$\begin{bmatrix} \psi_d \\ \psi_E \\ \psi_D \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{dd} & L_{dE} & L_{dD} \\ L_{Ed} & L_{EE} & L_{ED} \\ L_{Dd} & L_{DE} & L_{DD} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_d \\ i_E \\ i_D \end{bmatrix} \quad (A9.1)$$

se exprimă ψ_d în funcție de i_d, ψ_E, ψ_D se obține ;

$$\psi_d = \left[L_{dd} - \frac{L_{DD} \cdot L_{dE} \cdot L_{ED} - L_{dD} \cdot L_{DE} \cdot L_{EE} - L_{dE} \cdot L_{ED} \cdot L_{Dd} + L_{dD} \cdot L_{EE} \cdot L_{DD}}{L_{EE} \cdot L_{DD} - L_{ED} \cdot L_{DE}} \right] i_d + \left[\frac{L_{EE} \cdot L_{dE} - L_{dD} \cdot L_{DE}}{L_{EE} \cdot L_{DD} - L_{ED} \cdot L_{DE}} \right] \psi_E + \left[\frac{L_{dD} \cdot L_{EE} - L_{dE} \cdot L_{ED}}{L_{EE} \cdot L_{DD} - L_{ED} \cdot L_{DE}} \right] \psi_D \quad (A9.2.)$$

Dacă se consideră aproximațiile : $L_{dE} = L_{ED}, L_{dD} = L_{DD}, L_{qQ} = L_{qq}$ (121), (133) și faptul că $\psi_D = \psi_E = 0$, rezultă:

$$\psi_d = (L_{dd} - L_{DD}) \cdot i_d + \psi_D = L_d'' \cdot i_d \quad (A9.3)$$

Deci $L_d'' = L_{dd} - L_{DD}$ (A9.4)

L_q'' exprimă legătura dintre fluxul ψ_q și curentul i_q , pentru $\psi_q = 0$

Din ecuațiile :

$$\begin{bmatrix} \psi_q \\ \psi_a \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} L_{qq} & L_{qa} \\ L_{aq} & L_{aa} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} i_q \\ i_a \end{bmatrix} \quad (A9.5.)$$

exprimînd pe ψ_q în funcție de i_q și ψ_a se obține:

$$\psi_q = \left(L_{qq} - \frac{L_{qa} \cdot L_{aq}}{L_{aa}} \right) \cdot i_q + \frac{L_{qa}}{L_{aa}} \cdot \psi_a \quad (A9.6.)$$

iar pentru $\psi_a = 0$, $\psi_q = \left(L_{qq} - \frac{L_{qa} \cdot L_{aq}}{L_{aa}} \right) \cdot i_q + \frac{L_{qa}}{L_{aa}} \psi_a \quad (A9.7.)$

de unde

$$L_q'' = L_{qq} - \frac{L_{qa} \cdot L_{aq}}{L_{aa}} \quad (A9.8.)$$

A N E X A nr.10

CALCULUL INDUCTIVITATILOR TRANZISTORII L'_d, L'_q, L'_E

L_d exprimă legătura dintre fluxul ψ_d și curentul i_d , în cazul în care $\psi_E = 0$

Dacă se exprimă fluxul ψ_d în funcție de i_d și ψ_E (în absența înfășurărilor de amortizare), se obține relația :

$$\psi_d = (L_{dd} - \frac{L_{dE} \cdot L_{Ed}}{L_{EE}}) \cdot i_d + \frac{L_{dE}}{L_{EE}} \cdot \psi_E \quad (A10.1)$$

Pentru $\psi_E = 0$, se obține ;

$$\psi_d = (L_{dd} - \frac{L_{dE} \cdot L_{Ed}}{L_{EE}}) \cdot i_d \quad (A10.2)$$

Deci :

$$L'_d = L_{dd} - \frac{L_{dE} \cdot L_{Ed}}{L_{EE}} \quad (A10.3)$$

Analog

$$L'_q = L_{qq} - \frac{L_{qQ} \cdot L_{Qq}}{L_{qq}} \quad \text{și} \quad L'_E = L_{EE} - \frac{L_{dE} \cdot L_{Ed}}{L_{EE}} \quad (A10.4)$$

A N E X A nr.11

CALCULUL TENSIUNILOR ELECTROMOTOARE e_d'', e_q''

Dacă relația (A9.6) se înmulțește cu ω_0 se obține relația ;

$$\omega_0 \cdot \psi_q = (L_{qq} - \frac{L_{qQ} \cdot L_{Qq}}{L_{qq}}) \cdot \omega_0 \cdot i_q + \frac{L_{qQ}}{L_{qq}} \cdot \psi_Q \cdot \omega_0 \quad (A11.1)$$

sau

$$\omega_0 \cdot \psi_q = \omega_0 \cdot L''_q \cdot i_q + \omega_0 \cdot \frac{L_{qQ}}{L_{qq}} \cdot \psi_Q \quad (A11.2)$$

Dacă se neglijează tensiunea de transformare , iar $\omega = \omega_0$

$$\omega_0 \cdot \psi_q = U_d + R_d \cdot i_d \quad (A11.3)$$

iar

$$\omega_0 \cdot \frac{L_{qQ}}{L_{qq}} \cdot \psi_Q = E_d \quad (A11.4)$$

Ca urmare relația (A11.1) devine :

$$U_d + R_d \cdot i_d = \omega_0 \cdot L''_q \cdot i_q + E_d'' \quad (A11.5)$$

sau:

$$E_d'' = U_d - X_q'' \cdot i_q + R_d \cdot i_d \quad (A11.6)$$

Dacă se neglijează rezistența R_d , relația (A11.6) devine

$$E_d'' = U_d - X_q'' \cdot i_q \quad (A11.7)$$

Inmulțindu-se relația (A9.3) cu ω_0 se obține relația :

$$\omega_0 \cdot \psi_d = (L_{dd} - L_{DD}) \omega_0 \cdot i_d + \omega_0 \psi_D \quad (A11.8)$$

sau

$$\omega_0 \cdot \psi_d = \omega_0 \cdot L_d'' i_d + \omega_0 \cdot \psi_D \quad (A11.9)$$

Dar

$$-\omega_0 \cdot \psi_d = U_q + R_q \cdot i_q \quad \text{iar} \quad (A11.10)$$

$$E_q'' = -\omega_0 \cdot \psi_D \cdot L_{dD} / L_{DD} \approx -\omega_0 \cdot \psi_D \quad \text{sau} \quad (A11.11)$$

$$E_q'' = U_q + X_d'' \cdot i_q + R_q \cdot i_q \quad (A11.12)$$

Dacă se reglează rezistența R_q , relația (A11.12) devine

$$E_q'' = U_q + X_d'' \cdot i_q \quad (A11.13)$$

Relațiile (A11.6) și A11.13) sînt fundamentale în tratarea simplificată a SD a MSL...

A N E X A nr.12

ECUAȚIILE DIFERENȚIALE ALE VARIABILELOR E_d'' și i_q

Din ecuația $R_Q \cdot i_Q + d\psi_Q/dt = 0$ (A12.1), $i_Q = -d\psi_Q/dt R_Q$ (A12.2) care înlocuit în ecuația fluxului $\psi_Q = L_{QQ} i_Q + L_{QQ} i_q$ (A12.3) conduce la relația

$$\psi_Q = L_{QQ} i_q - (L_{QQ}/R_Q) \cdot (d\psi_Q/dt) \quad (A12.4)$$

sau

$$T_Q \cdot d\psi_Q/dt = L_{QQ} i_q - \psi_Q \quad (A12.5)$$

unde

$$T_Q = L_{QQ}/R_Q \quad (A12.6)$$

Dacă relația (A 12.5) se înmulțește cu $\omega_0 \cdot L_{QQ}/L_{QQ}$ obține relația :

$$\omega_0 T_Q \cdot d\psi_Q/dt \cdot (L_{QQ}/L_{QQ}) = L_{QQ} \cdot L_{QQ} \omega_0 i_q / L_{QQ} - \omega_0 L_{QQ} \psi_Q / L_{QQ} \quad (A 12.7)$$

Dar

$$\omega_0 \cdot d\psi_Q/dt \cdot (L_{QQ}/L_{QQ}) = dE_d''/dt, \text{ iar } \omega_0 \psi_Q \cdot L_{QQ}/L_{QQ} = E_d'' \quad (A 12.8)$$

astfel (A12.7) devine: $T_Q \cdot dE_d''/dt = -E_d'' + L_{QQ} \cdot L_{QQ} i_q \cdot \omega_0 / L_{QQ}$ (A 12.9)

sau avind în vedere $L_{QQ} \cdot L_{QQ} / L_{QQ} = L_{QQ} - L''_q$ (A 12.10)

relația (A12.9) devine :

$$T_Q \frac{dE_d''}{dt} = -E_d'' + (X_q - X_q'') \cdot i_q \quad (A12.11)$$

Și curentul i_q se înlocuiește cu relația $i_q = \frac{U_d - E_d''}{X_q''}$ (12.12)

ecuația diferențiată (A12.10) devine :

$$T_Q \frac{dE_d''}{dt} = -E_d'' + (X_q - X_q'') \frac{(U_d - E_d'')}{X_q''} \quad (12.13)$$

sau:

$$T_q'' \cdot \frac{dE_d''}{dt} = -E_d'' + \frac{(X_q - X_q'')}{X_q} U_d \quad (12.14)$$

unde

$$T_q'' = T_Q \frac{X_q''}{X_q} \quad (12.15)$$

Din ecuația $-u_E + R_E \cdot i_E = -\frac{d\psi_E}{dt}$ (A12.16) rezultă (12.17),

$$i_E = -\frac{1}{R_E} \frac{d\psi_E}{dt} \quad (12.18)$$

iar din ecuația $R_D \cdot i_D = -d\psi_D/dt$ (A12.19)

se obține: $i_D = -\frac{1}{R_D} \frac{d\psi_D}{dt}$

Dacă se înlocuiesc fluxurile ψ_E și ψ_D se obțin relațiile:

$$\begin{aligned} \psi_E &= L_{Ed} i_D - \frac{L_{EE}}{R_E} \frac{d\psi_E}{dt} + \frac{L_{EE} U_E}{R_E} - \frac{L_{ED} d\psi_D}{R_D dt} \\ \psi_D &= L_{Dd} i_D - \frac{L_{DE}}{R_D} \frac{d\psi_E}{dt} + \frac{L_{DE} U_E}{R_E} - \frac{L_{DD} d\psi_D}{R_D dt} \end{aligned} \quad (A12.20)$$

Dacă în relațiile (A.12.20) se înlocuiesc fluxurile Ψ_E, Ψ_D și derivatele lor cu tensiunile E'_q, E''_q , se obțin relațiile :

$$-\frac{1}{\omega_0} \cdot \frac{L_{EE}}{L_{dE}} E'_q = L_{Ed} i_d + \frac{1}{\omega_0} \cdot \frac{L_{EE}}{L_{dE}} \cdot \frac{L_{EE}}{R_E} \cdot \frac{dE'_q}{dt} + \frac{L_{EE}}{R_E} u_E + \frac{1}{\omega_0} \cdot \frac{L_{DD}}{L_{dD}} \cdot \frac{L_{ED}}{R_D} \cdot \frac{dE''_q}{dt} \quad (A12.21)$$

$$-\frac{1}{\omega_0} \cdot \frac{L_{DD}}{L_{dD}} E''_q = L_{Dd} i_d + \frac{1}{\omega_0} \cdot \frac{L_{EE}}{L_{dE}} \cdot \frac{L_{DE}}{R_E} \cdot \frac{dE'_q}{dt} + \frac{L_{DE}}{R_E} u_E + \frac{1}{\omega_0} \cdot \frac{L_{DD}}{L_{dD}} \cdot \frac{L_{DD}}{R_D} \cdot \frac{dE''_q}{dt}$$

sau

$$E'_q = -\frac{L_{Ed} \omega_0 i_d}{L_{EE}} - \frac{L_{EE}}{R_E} \frac{dE'_q}{dt} - \omega_0 \frac{L_{dE}}{R_E} u_E - \frac{L_{DD}}{L_{dD}} \cdot \frac{L_{ED}}{R_D} \cdot \frac{L_{dE}}{L_{EE}} \frac{dE''_q}{dt} \quad (A12.22)$$

$$-E''_q = -\frac{L_{Dd} \omega_0 i_d}{L_{DD}} + \frac{L_{EE}}{L_{dE}} \cdot \frac{L_{DE}}{R_E} \cdot \frac{L_{dD}}{L_{DD}} \cdot \frac{dE'_q}{dt} + \omega_0 \frac{L_{DE}}{R_E} \cdot \frac{L_{dD}}{L_{DD}} u_E + \frac{L_{DD}}{R_D} \frac{dE''_q}{dt}$$

Dar $\frac{-L_{ED} \cdot L_{dE}}{L_{EE}} = L'_d - L_{dd}$, $\frac{L_{DD} \cdot L_{dD}}{L_{DD}} = L_{dd} - L''_d$ (A12.23)

și notînd $T_E = \frac{L_{EE}}{R_E}$ $T_D = \frac{L_{DD}}{R_D}$ (A12.24)

relațiile (A12.22) devin ;

$$T_D \frac{X_d - X'_d}{X_d - X''_d} \cdot \frac{dE''_q}{dt} + T_E \frac{dE'_q}{dt} = (X'_d - X_d) i_d - E'_q - E_q \quad (A12.25)$$

$$T_D \frac{dE''_q}{dt} + T_E \frac{dE'_q}{dt} = (X'_d - X_d) i_d - E''_q - E_q$$

Din sistemul (A12.25) rezultă :

$$T''_{do} \frac{dE''_q}{dt} = E'_q - \frac{X'_d}{X''_d} E''_q + \frac{X'_d - X''_d}{X''_d} u_q \quad (A12.26)$$

unde : $T''_{do} = T_D \frac{X'_d - X''_d}{X_d - X''_d}$ și (A12.27)

$$T'_{do} \frac{dE'_q}{dt} = E_q - E'_q \frac{X_d - X''_d}{X'_d - X''_d} + E_q \frac{X_d - X''_d}{X'_d - X''_d}$$

unde : $T'_{do} \cong T_E$

ANEXA 13 PROGRAMUL DE CALCUL

1) SEMNIFICATIA NOTATIILOR DIN PROGRAM

<u>MARIMI CITITE</u>		<u>MARIMI CALCULATE</u>		
CI - \dot{I}	XQS - x_q^1	XAD - x_{ad}	XD - x_d	T - $M_{ni}(P_m)$
DE - Δe	PAS - Δt	XAQ - x_{aq}	XQ - x_q	EDS - e_d''
DT - ΔM	NINT - nr de intervale considerate		TDT - T_{d0}'	EQT - e_q
OMEGA - ω	NREV - intervalul la care se deconec.		TDS - T_{d0}''	EGS - e_g''
DELTA - δ	AM - M^* teaza avaria		TOS - T_{q0}''	EF - e_f
SIGMA - δ	AD - D	XDSIG - x_{DD6}	CU - U	CES - e_f''
TR - $-T_R$	EMAX, EMIN - e_M, e_m		CEQ - e_q	EO - e_o
TE - T_E	CZ - Z	XQSIG - x_{QQ6}	DELTA - δ	P - $M_{ei}(P)$
TAU - ζ	AKE - k_e		AID, AIQ - i_d, i_q	TCLM _c
XDT - x_d'	AKR - k_R		UD, UQ - u_d, u_q	ESX - e_s'
XDS - x_d''	AKS - k^*		TO - $-M_c$	ESY - e_s''

2) PROGRAMUL DE CALCUL

AXA D SE CONSIDERA INFASURARI: STATOR, EXCITATIE, AMORTIZOR LONGITUDINAL
CALCULUL SD LA DOUA GENERATOARE CE DEBITEAZA PE O SARCINA COMUNA
AXA Q SE CONSIDERA INFASURARI: STATOR, AMORTIZOR TRANSVERSAL
SE NEGLIJEAZA TENSIUNILE ELECTROMOTOARE DE PULSATIE SI REZISTENTA
MASINA SINCRONA ESTE LINIARIZATA
SEMNIFICATIA T=TRANZITORIU, S=SUBTRANZITORIU
SE CONSIDERA REGLAJELE

IMPLICIT COMPLEX (C)

DIMENSION AKS1(105), AKS2(105)

DIMENSION DE1(150), DE2(150), EF1(150), EF2(150), DT1(150), DT2(150),

T1(150), T2(150), OMEGA1(150), OMEGA2(150), EQS1(150), EQS2(150),

EQT1(150), EQT2(150), EDS1(150), EDS2(150), DELTA1(150), DELTA2(150)

CITIREA DATELOR INITIALE SI A CONSTANTELOR

READ(105,101) CI1, CI2

READ(105,100) DE1(1), DE2(1)

READ(105,100) DT1(1), DT2(1)

READ(105,100) OMEGA1(1), OMEGA2(1)

READ(105,100) SIGMA1, SIGMA2

READ(105,102) TR1, TR2, TE1, TE2, TAU1, TAU2

READ(105,100) XDT1, XDT2

READ(105,100) XDS1, XDS2

READ(105,100) XQS1, XQS2

READ(105,103) PAS

READ(105,201) NINT, NREV

READ(105,100) AM1, AM2

READ(105,100) AD1, AD2

READ(105,101) EMAX1, EMAX2, EMIN1, EMIN2

READ(105,101) TMAX1, TMAX2, TMIN1, TMIN2

READ(105,104) CZ11, CZ21, CZ1, CZ2

READ(105,100) AKE1, AKE2

READ(105,100) ACR1, ACR2

```

READ(105,100) AKS1(1),AKS2(1)
READ(105,101) XDSIG1,XDSIG2,XQSIG1,XQSIG2
READ(105,100) XAD1,XAD2
READ(105,100) XAQ1,XAQ2
READ(105,100) AKR1,AKR2
100 FORMAT(2F9.4)
101 FORMAT(4F9.4)
102 FORMAT(6F9.4)
103 FORMAT(F9.4)
104 FORMAT(8F9.4)
WRITE(108,315) NINT,NREV
201 FORMAT(2I3)
315 FORMAT(1H,5X,'NINT=',I3,3X,'NREV ',I3)
WRITE(108,312) PAS
312 FORMAT(1H,5X,'DURATA UNUI INTERVAL ESTE PAS=',F9.4)
AKS2(2)=AKS2(1)

```

- 224 -

```

AKS1(2)=AKS1(1)
DO 606 I=1,NINT
CALCULUL REACTANTELOR SINCRONE SATURATE
XD1=AKS1(1)*XAD1+XDSIG1
XD2=AKS2(1)*XAD2+XDSIG2
XQ1=AKS1(1)*XAQ1+XQSIG1
XQ2=AKS2(1)*XAQ2+XQSIG2
CALCULUL CONSTANTELOR DE TIMP ALE INFASURARILOR MASINII SATURATE
TDT1=(0.374+AKS1(1)*XAD1)/0.904
TDT2=(2.798+AKS2(1)*XAD2)/3.460
TDS1=(XDT1-XDS1)*(0.1068+AKS1(1)*XAD1)/((XDSIG1+AKS1(1)*XAD1-XDS2
- *8.720)
TDS2=(XDT2-XDS2)*(1.865+AKS2(1)*XAD2)/((XDSIG2+AKS2(1)*XAD2-XDS2
- *78.50)
TQS1=(XQS1/XQ1)*(0.2137+AKS1(1)*XAQ1)/7.
TQS2=(XQS2/XQ2)*(1.0515+XAQ2)/27.5
IF(I.EQ.1) GO TO 200
J=I-1
IF(I.EQ.2*NR.I.EQ.NREV) GO TO 202
IF(I.LT.NREV) GO TO 221
GO TO 236
200 CZ=CZ1
WRITE(108,300)
300 FORMAT(1H,5X,'REGIMUL INITIAL ANTERIOR PERTURBATIEI')
CU0=CMPLX(1.,0.)
CU1=CU0+CZ11*CI1
CU2=CU0+CZ21*CI2
U10=CABS(CU1)
U20=CABS(CU2)
CXQ1=CMPLX(0.,XQ1)
CXQ2=CMPLX(0.,XQ2)
CEQ1=CU1+CXQ1*CI1
CEQ2=CU2+CXQ2*CI2
DELTA1(1)=ATAN(AIMAG(CEQ1)/REAL(CEQ1))
DELTA2(1)=ATAN(AIMAG(CEQ2)/REAL(CEQ2))
CALL TRECXYDQ(AID1,AIQ1,REAL(CI1),AIMAG(CI1),DELTA1(1))
CALL TRECXYDQ(AID2,AIQ2,REAL(CI2),AIMAG(CI2),DELTA2(1))
CALL TRECXYDQ(UD1,UQ1,REAL(CU1),AIMAG(CU1),DELTA1(1))
CALL TRECXYDQ(UD2,UQ2,REAL(CU2),AIMAG(CU2),DELTA2(1))
PM1=REAL((CU1)*CONJG(CI1))
PM2=REAL((CU2)*CONJG(CI2))
T01=PM1
T02=PM2
T1(1)=T01
T2(1)=T02
EDS1(1)=UD1*(XQ1-XQS1)/XQ1
EDS2(1)=UD2*(XQ2-XQS2)/XQ2

```

```

ITER=ITER-1
EQS01=AQS1
EQS02=AQS2
CALL TRECDQXY(ESX1,ESY1,EDS1(J),EQS01,DELTA1(J))
CALL TRECDQXY(ESX2,ESY2,EDS2(J),EQS02,DELTA2(J))
CES1=CMPLX(ESX1,ESY1)
CES2=CMPLX(ESX2,ESY2)
GO TO 218
219 WRITE(108,220)
220 FORMAT(1H,'DUPA 20 ITERATII NU S-A ATINS PRECIZIA DORITA.')
GO TO 230
221 CZ=CZ2
GO TO 999
236 CZ=CZ1
GO TO 999
230 CALL CURENT(CZA,CZB,CZ,CES1,CES2,C11,C12)
CALL TENSIUNE(CZ,C11,C12,CZ11,CZ21,CU1,CU2,CU0)
WRITE(108,399) I
399 FORMAT(1H,5X,'PASUL',2X,'I=',I3)
CALL TRECXDQ(UD1,UQ1,REAL(CU1),AIMAG(CU1),DELTA1(J))
CALL TRECXDQ(UD2,UQ2,REAL(CU2),AIMAG(CU2),DELTA2(J))
CALL TRECXDQ(AID1,AIQ1,REAL(C11),AIMAG(C11),DELTA1(J))
CALL TRECXDQ(AID2,AIQ2,REAL(C12),AIMAG(C12),DELTA2(J))
U1=CABS(CU1)
U2=CABS(CU2)

AI1=CABS(C11)
AI2=CABS(C12)
WRITE(108,3161) UD1,UQ1,UD2,UQ2,U1,U2,AI1,AI2
WRITE(108,3162) AID1,AIQ1,AID2,AIQ2
P1=REAL((CU1)*CONJG(C11))
P2=REAL((CU2)*CONJG(C12))
WRITE(108,507) P1,P2
507 FORMAT(1H,5X,'P1=',F9.4,3X,'P2=',F9.4)
C INTEGRAREA ECUATIEI DIFERENTIALE A GENERATOR SI RAT
C LA INTEGRARE PE DURATA UNUI PAS SE CONSIDERA UD UQ SI P CONSTANTE
999 AB11=-XQ1/(TQS1*XQS1)
AB21=-XQ2/(TQS2*XQS2)
AB12=(XQ1-XQS1)*UD1/(XQS1*TQS1)
AB22=(XQ2-XQS2)*UD2/(XQS2*TQS2)
CALL RUNGE1(EDS1(I),EDS1(J),AB11,AB12,PAS)
CALL RUNGE1(EDS2(I),EDS2(J),AB21,AB22,PAS)
AE11=-1./TR1
AE12=-1./TR2
AE22=AKE2/TE2
AE21=AKE1/TE1
AE31=0.
AE32=0.
AE41=0.
AE42=0.
AF11=0.
AF12=0.
AF21=-1./TE1
AF22=-1./TE2
AQT41=1./TDS1
AQT42=1./TDS2
AF31=1./TDT1
AF32=1./TDT2
AF41=0.
AF42=0.
AQT11=0.
AQT12=0.
AQT21=0.
AQT22=0.
AQT31=(XDS1-XD1)/(TDT1*(XDT1-XDS1))
AQT32=(XDS2-XD2)/(TDT2*(XDT2-XDS2))
AQS11=0.
AQS12=0.

```

```

EQS2(1)=UQ2+XDS2*AID2      - 226-
EQT1(1)=EQS1(1)*XDT1/XDS1-(XDT1-XDS1)*UQ1/XDS1
EQT2(1)=EQS2(1)*XDT2/XDS2-(XDT2-XDS2)*UQ2/XDS2
EF2(1)=(XD2-XDS2)*EQT2(1)/(XDT2-XDS2)-(XD2-XDT2)*EQS2(1)/
- (XDT2-XDS2)
EF1(1)=(XD1-XDS1)*EQT1(1)/(XDT1-XDS1)-(XD1-XDT1)*EQS1(1)/
- (XDT1-XDS1)
EQS01=(XQS1*EQS1(1))/XDS1-(XQS1-XDS1)*UQ1/XDS1
EQS02=(XQS2*EQS2(1))/XDS2-(XQS2-XDS2)*UQ2/XDS2
CALL TRECDQXY(ESX1,ESY1,EDS1(1),EQS01,DELTA1(1))
CALL TRECDQXY(ESX2,ESY2,EDS2(1),EQS02,DELTA2(1))
CES1=CMPLX(ESX1,ESY1)
CES2=CMPLX(ESX2,ESY2)
E01=EF1(1)/AKE1
E02=EF2(1)/AKE2
WRITE(108,301)DELTA1(1),DELTA2(1),E01,E02,T01,T02
301 FORMAT(1H,5X,'DELTA1=',F9.4,3X,'DELTA2=',F9.4,3X,'E01=',F9.4,3X,
- 'E02=',F9.4,3X,'T01=',F9.4,3X,'T02=',F9.4)
WRITE(108,303)EQS1(1),EQS2(1),EQT1(1),EQT2(1)
303 FORMAT(1H,5X,'EQS1=',F9.4,3X,'EQS2=',F9.4,3X,'EQT1=',F9.4,3X,
- 'EQT2=',F9.4)
WRITE(108,877)CZ11,CZ21,CZ1,CZ2
877 FORMAT(1H,8(2X,F9.4))
WRITE(108,878)EF1(1),EF2(1)
878 FORMAT(1H,3X,'EF1=',F9.4,10X,'EF2=',F9.4)
WRITE(108,879)PM1,PM2
879 FORMAT(1H,3X,'PM1=',F9.4,3X,'PM2=',F9.4)
WRITE(108,881)U10,U20
881 FORMAT(1H,3X,'U10=',F9.4,8X,'U20=',F9.4)
WRITE(108,3161)UD1,UQ1,UD2,UQ2,U1,U2,AI1,AI2
WRITE(108,3162)AID1,AIQ1,AID2,AIQ2
3161 FORMAT(1H,5X,'UD1=',E9.3,2X,'UQ1=',E9.3,2X,'UD2=',E9.3,2X,'UQ2=',
- E9.3/5X,'U1=',E9.3,2X,'U2=',E9.3,2X,'I1=',E9.3,2X,'I2=',E9.3
3162 FORMAT(1H,5X,'AID1=',E9.3,3X,'AIQ1=',E9.3,3X,'AID2=',E9.3,3X,
- 'AIQ2=',E9.3)
GO TO 606
202 IF(I.EQ.2) GO TO 203
CZ=CZ1
GO TO 218
203 CZ=CZ2
218 CXQS1=CMPLX(0.,XQS1)
CXQS2=CMPLX(0.,XQS2)
CZA=CZ11+CXQS1
CZB=CZ21+CXQS2
CALL CURENT(CZA,CZB,CZ,CES1,CES2,CI1,CI2)
CALL TENSIUNE(CZ,CI1,CI2,CZ11,CZ21,CU1,CU2,CU0)

CALL TRECXDQ(AID1,AIQ1,REAL(CI1),AIMAG(CI1),DELTA1(J))
CALL TRECXDQ(AID2,AIQ2,REAL(CI2),AIMAG(CI2),DELTA2(J))
CALL TRECXDQ(UD1,UQ1,REAL(CU1),AIMAG(CU1),DELTA1(J))
CALL TRECXDQ(UD2,UQ2,REAL(CU2),AIMAG(CU2),DELTA2(J))
AQS1=UQ1+XQS1*AID1
AQS2=UQ2+XQS2*AID2
ITER=1
M=1
N=1
IF(ABS(AQS1-EQS01).LE.0.001) GO TO 212
M=2
212 IF(ABS(AQS2-EQS02).LE.0.001) GO TO 213
N=2
213 IF(M.EQ.2.OR.N.EQ.2) GO TO 214
WRITE(108,313)EQS01,EQS02
313 FORMAT(1H,5X,'EQ01=',F9.4,3X,'EQ02=',F9.4)
CALL TRECDQXY(ESX2,ESY2,EDS2(1),EQS02,DELTA2(1))
CALL TRECDQXY(ESX1,ESY1,EDS1(1),EQS01,DELTA1(1))
CES1=CMPLX(ESX1,ESY1)
CES2=CMPLX(ESX2,ESY2)
GO TO 230
214 IF(ITER.EQ.20) GO TO 211

```

AQS22=0.
 - 227-
 AQS31=(XD1-XDT1)/(TDT1*(XDT1-XDS1))
 AQS32=(XD2-XDT2)/(TDT2*(XDT2-XDS2))
 AQS41=-1.*XDT1/(TDS1*XDS1)

0100/AN 01/02/76 01.

AQS42=-1.*XDT2/(TDS2*XDS2)
 TL11=AKR1*(U10-U1)/TR1
 TL12=AKR2*(U20-U2)/TR2
 TL21=AKE1*E01/TE1
 TL22=AKE2*E02/TE2
 TL31=0.
 TL32=0.

TL41=(XDT1-XDS1)*UQ1/(TDS1*XDS1)
 TL42=(XDT2-XDS2)*UQ2/(TDS2*XDS2)

TI=J*PAS

CALL RUNGE4(TF,DE1(I),EF1(I),EQT1(I),EQS1(I),TI,DE1(J),EF1(J),EQT
 - (J),EQS1(J),AE11,AE21,AE31,AE41,AF11,AF21,AF31,AF41,AQT11,AQT21,
 - AQT31,AQT41,AQS11,AQS21,AQS31,AQS41,TL11,TL21,TL31,TL41,PAS)
 CALL RUNGE4(TF,DE2(I),EF2(I),EQT2(I),EQS2(I),TI,DE2(J),EF2(J),EQT
 - (J),EQS2(J),AE12,AE22,AE32,AE42,AF12,AF22,AF32,AF42,AQT12,AQT22,
 - AQT32,AQT42,AQS12,AQS22,AQS32,AQS42,TL12,TL22,TL32,TL42,PAS)

E1=E01+DE1(I)

E2=E02+DE2(I)

N1=1

N2=1

M1=1

M2=1

IF(E1.LE.EMIN1) GO TO 360

IF(E1.GE.EMAX1) GO TO 366

368 IF(E2.LE.EMIN2) GO TO 370

IF(E2.GE.EMAX2) GO TO 377

GO TO 378

360 E1=EMIN1

N1=2

GO TO 368

366 E1=EMAX1

N2=2

GO TO 368

370 E2=EMIN2

M1=2

GO TO 378

377 E2=EMAX2

M2=2

378 TL21=AKE1*E1/TE1

TL22=AKE2*E2/TE2

IF(M1.EQ.2.OR.M2.EQ.2) GO TO 380

381 IF(N1.EQ.2.OR.N2.EQ.2) GO TO 379

GO TO 382

380 CALL RUNGE3(TF,EF1(I),EQT1(I),EQS1(I),TI,EF1(J),EQT1(J),EQS1(J)

- AF21,AF31,AF41,AQT21,AQT31,AQT41,AQS21,AQS31,AQS41,TL21,TL31,

- TL41,PAS)

GO TO 381

0100/AN 01/02/76 01.

379 CALL RUNGE3(TF,EF2(I),EQT2(I),EQS2(I),TI,EF2(J),EQT2(J),EQS2(J)

- AF22,AF32,AF42,AQT22,AQT32,AQT42,AQS22,AQS32,AQS42,TL22,TL32,

- TL42,PAS)

REZOLVAREA NUMERICA A EC DIFERENTIALE RAM SI ECUATIE DE MISCARE

382 D11=-AD1/AM1

D12=-AD2/AM2

D22=(ACR2*AD2/AM2-1.)/TAU2

D21=-1./TAU1

A11=0.0

A12=0.0

A21=-SIGMA1/TAU1

A22=SIGMA2/TAU2

A31=(T1(I)-T1(I))/TAU1

B12=(P2-T2(J))*ACR2/(TAU2*AM2) - 228 -
B22=(P2-T2(J))*ACR2/(TAU2*AM2)
B21=0.

CALL RUNGE2(OMEGA1(I),DT1(I),OMEGA1(J),DT1(J),D11,D21,A11,A21,P1,
- B21,PAS)
CALL RUNGE2(OMEGA2(I),DT2(I),OMEGA2(J),DT2(J),D12,D22,A12,A22,P1,
- B22,PAS)

DELTA1(I)=DELTA1(J)+0.5*(OMEGA1(I)+OMEGA1(J))*PAS*314.
DELTA2(I)=DELTA2(J)+0.5*(OMEGA2(I)+OMEGA2(J))*PAS*314.

DIFDE=DELTA1(I)-DELTA2(I)
DIFOM=OMEGA1(I)-OMEGA2(I)

T1(I)=T1(1)+DT1(I)

T2(I)=T2(1)+DT2(I)

IF(T1(I).LE.TMIN1) GO TO 410

IF(T1(I).GE.TMAX1) GO TO 412

GO TO 413

410 T1(I)=TMIN1

GO TO 413

412 T1(I)=TMAX1

413 IF(T2(I).LE.TMIN2) GO TO 415

IF(T2(I).GE.TMAX2) GO TO 416

GO TO 420

415 T2(I)=TMIN2

GO TO 420

416 T2(I)=TMAX2

420 EQS01=XQS1*EQS1(I)/XDS1-(XQS1-XDS1)*UQ1/XDS1

EQS02=XQS2*EQS2(I)/XDS2-(XQS2-XDS2)*UQ2/XDS2

CALL TRECXYDQ(ES1X,ES1Y,EDS1(I),EQS01,DELTA1(I))

CALL TRECXYDQ(ES2X,ES2Y,EDS2(I),EQS02,DELTA2(I))

CES1=CMPLX(ES1X,ES1Y)

CES2=CMPLX(ES2X,ES2Y)

ES1=CABS(CES1)

ES2=CABS(CES2)

CALL TENSIUNE(CZ,C11,C12,CZ11,CZ21,CU1,CU2,CU0)

CALL CURENT(CZA,CZB,CZ,CES1,CES2,C11,C12)

CALL TRECXYDQ(UD1,UQ1,REAL(CU1),AIMAG(CU1),DELTA1(I))

CALL TRECXYDQ(UD2,UQ2,REAL(CU2),AIMAG(CU2),DELTA2(I))

CALL TRECXYDQ(AID1,AIQ1,REAL(C11),AIMAG(C11),DELTA1(I))

CALL TRECXYDQ(AID2,AIQ2,REAL(C12),AIMAG(C12),DELTA2(I))

C CALCULUL COEFICIENTULUI DE SATURATIE PENTRU PASUL URMATOR DE CALCUL

SOL1=(UQ1+AID1*XDSIG1)/(0.244*XAD1)

SOL2=(UQ2+AID2*XDSIG2)/(0.0937*XAD2)

AKS1(I+1)=12.45*(-SOL1**0.5+3.*SOL1**0.66-1.93*SOL1**0.75)+SOL1

AKS2(I+1)=10.59*(-SOL2**0.5+3.*SOL2**0.66-1.935*SOL2**0.75

+0.0684*SOL2**0.8)/SOL2

C CALCULUL CUPLURILOR DATORATE CURENTILOR TURBIONARI

OM1=ABS(OMEGA1(I)*100.)

OM2=ABS(OMEGA2(I)*100.)

IF(OM1.LE.0.01) GO TO 27

GO TO 28

27 OM1=0.01

28 IF(OM2.LE.0.01) GO TO 29

GO TO 30

29 OM2=0.01

30 IF(OMEGA1(I).LT.0.0) GO TO 2219

SEMN1=1.0

GO TO 25

2219 SEMN1=-1.0

25 IF(OMEGA2(I).LT.0.0) GO TO 2218

GO TO 26

2218 SEMN2=-1.0

EQ1=EQT1(I)/1.2374

EQ2=EQT2(I)/1.6455

26 TCT1=SEMN1*0.06*(EQ1/10.)*2/(AKS1(I)**1.5*(OM1/100.))**0.5

TCT2=SEMN2*0.008*(EQ2/10.)*2/(AKS2(I)**1.5*(OM2/100.))**0.5

P1=REAL(CU1*CONJG(C11))+TCT1

P2=REAL(CU2*CONJG(C12))+TCT2

U1=CABS(CU1)

U2=CABS(CU2)

- 229 -

```
3 TIPARIREA DATELOR OBTINUTE LA FINELE PASULUI DE CALCUL
WRITE(108,400) I,EQT1(I),EQT2(I),EQS1(I),EQS2(I),EDS1(I),EDS2(I),
- EF1(I),EF2(I)
400 FORMAT('0',2X,'I',I3,2X,'EQT=',F8.3,2X,F8.3,'EQS=',F8.3,2X,F8.3,
- 2X,'EDS=',2(F8.3,2X),'EF=',2(F8.3,2X))
WRITE(108,401) AID1,AID2,AIQ1,AIQ2,UD1,UD2,UQ1,UQ2,U1,U2
401 FORMAT(1H,2X,'AID=',2(F8.3,2X),'AIQ=',2(F8.3,2X),'UD=',2(F8.3,2X),
- 'UQ=',2(F8.3,2X),'U=',2(F8.3,2X))
WRITE(108,402) DELTA1(I),DELTA2(I),DIFDE,OMEGA1(I),OMEGA2(I),DIFOM
- P1,P2,TCT1,TCT2
402 FORMAT(1H,2X,'DELTA=',3(F8.3,2X),'OMEGA=',3(E10.3,2X),'P',2(F8.3,
- ),'TCT=',2(E10.3))
606 CONTINUE
STOP
END
```

D100AVAN 01/02/70 21. 1.2

SUBROUTINE RUNGE1(X2,X1,A,B,T)

AK1=(A*X1+B)*T

AK2=(A*(X1+0.5*AK1)+B)*T

AK3=(A*(X1+0.5*AK2)+B)*T

AK4=(A*(X1+AK3)+B)*T

AK=(AK1+2.*AK2+2.*AK3+AK4)/6.

X2=X1+AK

RETURN

END

D100AVAN 01/02/70 21. 1.2

SUBROUTINE RUNGE2(X2,Z2,X1,Z1,A1,B1,A2,B2,A3,B3,T)

AK1=(A1*X1+A2*Z1+A3)*T

AL1=(B1*X1+B2*Z1+B3)*T

AK2=(A1*(X1+0.5*AK1)+A2*(Z1+0.5*AL1)+A3)*T

AL2=(B1*(X1+0.5*AK1)+B2*(Z1+0.5*AL1)+B3)*T

AK3=(A1*(X1+0.5*AK2)+A2*(Z1+0.5*AL2)+A3)*T

AL3=(B1*(X1+0.5*AK2)+B2*(Z1+0.5*AL2)+B3)*T

AK4=(A1*(X1+AK3)+A2*(Z1+AL3)+A3)*T

AL4=(B1*(X1+AK3)+B2*(Z1+AL3)+B3)*T

AK=(AK1+2.*AK2+2.*AK3+AK4)/6.

AL=(AL1+2.*AL2+2.*AL3+AL4)/6.

X2=X1+AK

Z2=Z1+AL

RETURN

END

D100AVAN 01/02/70 21. 1.2

SUBROUTINE RUNGE3(X2,Y2,Z2,U2,X1,Y1,Z1,U1,A1,A2,A3,B1,B2,B3,C1,C2,
- C3,D1,D2,D3,T)

AK1=(A1*Y1+B1*Z1+C1*U1+D1)*T

AL1=(A2*Y1+B2*Z1+C2*U1+D2)*T

AM1=(A3*Y1+B3*Z1+C3*U1+D3)*T

AK2=(A1*(Y1+0.5*AK1)+B1*(Z1+0.5*AL1)+C1*(U1+0.5*AM1)+D1)*T

AL2=(A2*(Y1+0.5*AK1)+B2*(Z1+0.5*AL1)+C2*(U1+0.5*AM1)+D2)*T

AM2=(A3*(Y1+0.5*AK1)+B3*(Z1+0.5*AL1)+C3*(U1+0.5*AM1)+D3)*T

AK3=(A1*(Y1+0.5*AK2)+B1*(Z1+0.5*AL2)+C1*(U1+0.5*AM2)+D1)*T

AL3=(A2*(Y1+0.5*AK2)+B2*(Z1+0.5*AL2)+C2*(U1+0.5*AM2)+D2)*T

AM3=(A3*(Y1+0.5*AK2)+B3*(Z1+0.5*AL2)+C3*(U1+0.5*AM2)+D3)*T

AK4=(A1*(Y1+AK3)+B1*(Z1+AL3)+C1*(U1+AM3)+D1)*T

AL4=(A2*(Y1+AK3)+B2*(Z1+AL3)+C2*(U1+AM3)+D2)*T

AM4=(A3*(Y1+AK3)+B3*(Z1+AL3)+C3*(U1+AM3)+D3)*T

AK=(AK1+2.*AK2+2.*AK3+AK4)/6.

AL = (AL1+2.*AL2+2.*AL3+AL4)/6. - 230 -
 AM = (AM1+2.*AM2+2.*AM3+AM4)/6.
 X2=X1+T
 Y2=Y1+AK
 Z2=Z1+AL
 U2=U1+AM
 RETURN
 END

SUBROUTINE RUNGE4(X2,Y2,Z2,U2,V2,X1,Y1,Z1,U1,V1,A1,A2,A3,A4,
 B1,B2,B3,B4,C1,C2,C3,C4,D1,D2,D3,D4,E1,E2,E3,E4,T)
 AK1=(A1*Y1+B1*Z1+C1*U1+D1*V1+E1)*T
 AL1=(A2*Y1+B2*Z1+C2*U1+D2*V1+E2)*T
 AM1=(A3*Y1+B3*Z1+C3*U1+D3*V1+E3)*T
 AN1=(A4*Y1+B4*Z1+C4*U1+D4*V1+E4)*T
 AK2=(A1*(Y1+0.5*AK1)+B1*(Z1+0.5*AL1)+C1*(U1+0.5*AM1)+D1*(V1+0.5*AN1)+E1)*T
 AL2=(A2*(Y1+0.5*AK1)+B2*(Z1+0.5*AL1)+C2*(U1+0.5*AM1)+D2*(V1+0.5*AN1)+E2)*T
 AM2=(A3*(Y1+0.5*AK1)+B3*(Z1+0.5*AL1)+C3*(U1+0.5*AM1)+D3*(V1+0.5*AN1)+E3)*T
 AN2=(A4*(Y1+0.5*AK1)+B4*(Z1+0.5*AL1)+C4*(U1+0.5*AM1)+D4*(V1+0.5*AN1)+E4)*T
 AK3=(A1*(Y1+0.5*AK2)+B1*(Z1+0.5*AL2)+C1*(U1+0.5*AM2)+D1*(V1+0.5*AN2)+E1)*T
 AL3=(A2*(Y1+0.5*AK2)+B2*(Z1+0.5*AL2)+C2*(U1+0.5*AM2)+D2*(V1+0.5*AN2)+E2)*T
 AM3=(A3*(Y1+0.5*AK2)+B3*(Z1+0.5*AL2)+C3*(U1+0.5*AM2)+D3*(V1+0.5*AN2)+E3)*T
 AN3=(A4*(Y1+0.5*AK2)+B4*(Z1+0.5*AL2)+C4*(U1+0.5*AM2)+D4*(V1+0.5*AN2)+E4)*T
 AK4=(A1*(Y1+AK3)+B1*(Z1+AL3)+C1*(U1+AM3)+D1*(V1+AN3)+E1)*T
 AL4=(A2*(Y1+AK3)+B2*(Z1+AL3)+C2*(U1+AM3)+D2*(V1+AN3)+E2)*T
 AM4=(A3*(Y1+AK3)+B3*(Z1+AL3)+C3*(U1+AM3)+D3*(V1+AN3)+E3)*T
 AN4=(A4*(Y1+AK3)+B4*(Z1+AL3)+C4*(U1+AM3)+D4*(V1+AN3)+E4)*T
 AK=(AK1+2.*AK2+2.*AK3+AK4)/6.
 AL=(AL1+2.*AL2+2.*AL3+AL4)/6.
 AM=(AM1+2.*AM2+2.*AM3+AM4)/6.
 AN=(AN1+2.*AN2+2.*AN3+AN4)/6.
 X2=X1+T
 Y2=Y1+AK
 Z2=Z1+AL
 U2=U1+AM
 V2=V1+AN
 RETURN
 END

SUBROUTINE CURENT(CZ1,CZ2,CZ3,CE1,CE2,CIA,CIB)
 IMPLICIT COMPLEX (C)
 CD=(CZ1+CZ3)*(CZ2+CZ3)-CZ3**2
 CD1=CE1*(CZ2+CZ3)-CE2*CZ3
 CD2=CE2*(CZ1+CZ3)-CE1*CZ3
 CIA=CD1/CD
 CIB=CD2/CD
 RETURN
 END

SUBROUTINE TENSIUNE(CZ3,CIA,CIB,CZA,CZB,CUA,CUB,CU0)
 IMPLICIT COMPLEX (C)
 CU0=(CIA+CIB)*CZ3
 CUA=CU0+CIA*CZA
 CUB=CU0+CIB*CZB
 RETURN
 END

```

SUBROUTINE TRECXYDQ(AD, AQ, AX, AY, D)
AD=AX*SIN(D)-AY*COS(D)
AQ=AX*COS(D)+AY*SIN(D)
RETURN
END

```

D100AVAN 01/02/79 21.0 .23

```

SUBROUTINE TRECQXY(AX, AY, AD, AQ, D)
AX=AD*SIN(D)+AQ*COS(D)
AY=-AD*COS(D)+AQ*SIN(D)
RETURN
END

```

D100AVAN 01/02/79 21.0 .23

MODULE	TYPE	LANGUEUR
MODULE F3MATA	TYPE D	5153 (02264)
MODULE RUNGE1	TYPE D	0100 (00256)
MODULE RUNGE2	TYPE D	0248 (00616)
MODULE RUNGE3	TYPE D	0403 (01176)
MODULE RUNGE4	TYPE D	0743 (01826)
MODULE CURENT	TYPE D	0100 (00400)
MODULE TENSUNE	TYPE D	0000 (00100)
MODULE TRECXYDQ	TYPE D	0000 (00152)
MODULE TRECQXY	TYPE D	0000 (00152)

TBN (PLUS HAUT NIVEAU D'ERREUR RENCONTRE = 0) 21.0 .23
 100AVAN AN = 1978 PH = 0001 DATE = 01/02/79
 21H 04M 35S H.FIN = 21H 02M 40S TIME = 0000.843
 0047 MEM = 00011 LH = 000552 IN = 00400 MIT = 00000
 CP = 01 CR = 01

BIBLIOGRAFIE

BIBLIOGRAFIE

1. Andronescu F. Bazele electrotehnicii, curs, volumul II, Editura Didactică și Pedagogică, București, 1973.
2. Bades I.o.o. Sisteme automate în industria energiei. Editura Didactică și Pedagogică București, 1968.
3. Barbier C.
Gargueil Influence de la structure et de certaines grandeurs caractéristiques d'un réseau sur son comportement dynamique IRE, Tome 78, nr.12 dec.1969, pp.1077-1115.
4. Bejan I.
Balaban G. Automatizări și telecomenzi în electroenergetică. Editura Didactică și Pedagogică, București, 1970.
5. Budigan M. Automatizări și telecomenzi. Editura Didactică și Pedagogică, București 1968.
6. Birolini A.
Clément I. Simulation sur l'ordinateur analogique d'une installation hydroélectrique en marche inscrite sur charge chimique symétrique. Bull. IRE, tome 78, sept. 1972, pp.1147-1150.
7. Sarrange P.E.
Horton I.H. Investigation of a power synchron system analysis and experimental results. IRE Trans. Power Appar. and Systems, vol. PAS-89, nr.4, Aprilie 1970, pp.635-637.
8. Bota A. Tendințe și preocupări actuale în studiile de stabilitate dinamică a generatoarelor sincron, referat I, Catedra de mașini electrice. I. I. Răduț Văia, Sibiu 1974.
9. Bota A. Metode matematice, utilizate în studiul stabilității dinamice a generatoarelor sincron cu condiționarea fenomenelor din fier și a elementelor exterioare, referat II, Catedra de mașini electrice, I. I. Răduț Văia, Sibiu 1975.
10. Carton J.
S. Ribbens-Pavella Lyapunov methods applied to multimachine transient stability with variable inertia characteristics. IRE Proceedings, nr.8, aug.1971, p.1000-1035.

11. Chang I.L.
Davies H.S. Regions of transient stability for power systems involving saliency using the Popov Criterion, IEE Proceedings, vol.119, nr.5, may 1972, pp.625-628.
12. Clarke Edith Analiza circuitelor sistemelor electroenergetice, traducere colectivă din limba engleză (GHA), Editura Tehnică, București 1975.
13. Creța Gh. Probele efectuate la Grupurile de 60 MW și 100 MW de la CEF Galați, Energetica, Tom 20, 1972, Nr.5, pp.199-204.
14. Crișan O. Funcționarea generatorului sincron în regim tranzitoriu considerând elementele sale neliniare și elementele exterioare, I. Minipower 1972.
15. Crișan O. Theory and Control in Synchronous Machines, Master's Thesis.
16. Crișan O. Teoriile de funcționare pentru mașina sincronă liniarizată. Determinarea și ordonarea convențiilor și ipotezelor, coordonate de fază, I. Sistematizarea și ordonarea convențiilor și ipotezelor, coordonate de fază, Electrotehnica automată, București, an.20, Nr.7, octombrie 1970, pp.217-231.
17. Crișan O. Sisteme electrice regimuri asimetrice, Litografia I. Minipower, 1970.
18. Dandano F.L.
Kundur P. Simulation of the non-linear dynamic response of interconnected synchronous machines; Part. II, Network Solution Procedures and Comparisons of Particular Computational Methods, I. Trans. Power App and Systems Vol. 91, nr.5, sept./oct. 1972, pp.200 - 2075.
19. Dandano F.L.
Kundur P. A non-iterative transient stability program including the effects of variable load-voltage characteristics, IEEE Trans Power App. and Systems, Vol. PAS-92, nr.5, 1973, pp.1477-1484.
20. Danca I. Metode de optimizare. Editura Tehn. Cluj-Napoca, 1976.
21. Darrieus G. Contribution à l'étude du comportement des alternateurs à rotor excité en régime transitoire asynchrone, nr.12, décemb.1967, pp.1447-1454.
22. Delcroix W. Spannungsverhalten Lastschärfung erregter Vollpol-Synchrongeneratoren bei Belastungsänderungen unter Berücksichtigung des Rotorfeldes, I. Z. 80, 92, nr.2, mai 1971, pp.144-154.

23. Demello F.
Concordia C. Concepts of synchronous machine stability as affected by excitation control, IEEE Trans. Power App. and Systems, vol. PAS-88, nr.4, apr.1.69, pp.316-329.
24. Dino Paul O "filosofic" nouă în cercetarea stabilității sistemelor energetice în timp real, Energetica, vol.21, 1977, nr.1, pp.28-30.
25. Dino Paul Revoluție în conceptele cercetării sistemelor electroenergetice? Energetica, vol.25, 1977, nr.8, pp.267-279.
26. Dino Paul Modelul BEI, Indicatorii și Sparvitatea în analiza sistemelor electroenergetice interconectate, Energetica, vol.25, 1977, nr.8, pp.267-279.
27. Dino Paul și alții Calculul și proiectarea sistemelor electroenergetice, Editura Tehnică, București, 1971.
28. Dineley L.
Morris A.I. Synchronous generator transient control; Part.I, Theory and evaluation of alternative mathematical models, IEEE Trans. Power App. and Systems Vol. PAS-92, nr.2, mart./april. 1973, pp.417-422.
29. Dineley I.L. Influence of governors on power system stability, IS. Proceedings, vol. III, nr.1, Januari 1964.
30. Demmel H.S.
966. Fast transient stability solutions, IEEE Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-91 nr.4, Iul./aug.1972, pp.1643-1650.
31. Dordca T. Mașini electrice. Editura Tehnică și Pedagogică, București 1970.
32. Drăgan D. Măsurarea siguranței în funcționarea hidroagregatelor de mare putere, utilizând sisteme de excitație statice cu semnale adiționale, Realizarea de comunicări ISEP, 1977, L pp.
33. Edelman H. Calculul electric al rețelelor interconectate, Metode matematice și aplicații tehnice, traducere în limba germană, Editura Tehnică, București 1966.
34. Elementwally A.J.
Dhama S.Rao Sensitivity Analysis in Power System Dynamic, Stability Studies, IEEE Trans. Power App. and Systems, vol. PAS-91, July/Aug. nr.4, 1972, pp.1693-1699.

35. Elgerd Olo I. Control Systems Theory, International student edition, University of Florida.
36. Erechia Gr.M. Contribuții la studii de stabilitate a sistemelor electrice la mici perturbații, teză de doctorat, I.P. București, 1977.
37. Forest H. Methoden zur dynamischen Sicherheitsüberwachung elektrischer Netze, ETZ-A, Bd 94, 1973, nr.4, pp.216-219
38. Galiardi F. Netze A. Reti di trasporto di energia elettrica in regime transitorio. Stabilità, L'Electrotecnica, vol.LIV, nr.4, april, 1967, pp.266-267.
39. Galan H. Motorul electric cu histeresis, Editura Tehnică, București 1974.
40. Glass S.G. Direct Method of Idapmanov applied to Transient Power System Stability, IEEE Trans.Power App. and Systems, Vol.PAS-85, nr.4, 1966, pp. 150-158.
41. Gloritsch H. Möglichkeiten der Verbesserung der Stabilität und der Spannungsregulierung von Synchronmaschinen mit Hilfe der Gleichrichterexcitation, Elektr.und Maschinenbau, Bd 8, nr.2, febr.1968 pp.58-65.
42. Gheorghiu I.S. Franasu A.S. Tratat de mașini electrice, vol.IV, Mașina sincronă, Editura Academiei RSR, București, 1972.
43. Gougouil J.C. Maury F. Analyse des influences de différents facteurs sur la stabilité des réseaux, RGE, Tome 83, nr.3, mars 1974 pp.161-169.
44. Grigoria M. și alții Acordarea optimă a regulatorilor circuitelor de reglare a curenților de curent, Energetica, nr.1, an 21, 1974, pp.8-10.
45. Gusușan Basarab Influența sistemului de reglare a excitației asupra funcționării generatorului sincron în regimuri dinamic, teză de doctorat, I.P. București, 1977.
46. Hannes I.J. Quatrième conférence internationale sur l'étude par ordinateurs des réseaux électriques, Grenoble, 1972. RGE, Tome 82, nr.2, febr.1973, pp. 116-121.

47. Hanner V.E. Lar's type Lyapunov function for multimachine power systems, IEE Proceedings, vol.120, nr.1, Jan.1973, pp.105-106.
48. Haneqa O.W. Influence of Excitation and Speed Control Parameters in Facilitating Intersystem Oscillations, IEE Trans. Power App. and Systems, Vol.PAS-87, nr.5 May 1968, pp.1300-1313.
49. Harley R.G. System transmitted stability, Electr. Times, vol.154, nr.25, Dec.1968, pp.862-866.
50. Heinrich I. Partea electrică a centralelor și stațiilor electrice, vol.II, Litografia I.P.Timisoara, 1973.
51. Hore R.A. Metode moderne de calcul și proiectare a sistemelor electrice, traducere din limba engleză, Editura Tehnică, București 1970.
52. Humpage W.D. Digital computer methods in dynamic-response analysis of turbo-generator units. IEE Proceedings, Vol.PAS-114, nr.8, Aug.1967, pp.1115-1130.
53. Humpage W.D. Structure for multimode - power system dynamic - analysis methods, IEE Proceedings, vol.120, nr.8 Aug. 1973, pp.853-859.
54. Ionescu S. Algoritmi pentru calculul regimurilor dinamice din sistemele electrice-energetice, Energetica, vol.17, nr.4, 1969, pp.198-203.
55. Ionescu S. Simularea funcționării sistemelor electrice-energetice în regimuri dinamice. Programul MEDIF, studii și cercetări în Energetică, IEE nr.1, 1975, supliment, pp.12-19.
56. Ionescu Vl. Tehnici de calcul în teoria sistemelor, vol.II, Sisteme optime. Editura Tehnică, București 1974.
57. Jacovides L.J. Effect of excitation regulation on synchronous machine stability, IEE Proceedings, vol.111, June, 1964, pp.1021-1034.
58. Jones I.A. Transient stability of synchronous generator under conditions of bang-bang excitation scheduling, IEE Trans. Power App. and Systems, Vol.PAS-84, nr.2, Feb.1965, pp.114-121.

59. Kauriel B.J.
B.Sc.Bepbd
Choosing power-system voltage-regu-
later parameters by use of standard
forms IEP, Proceedings.
60. Kaminski A.
Stabilität des elektrischen Verbund-
betriebs, VEB, Verlag Technik, Ber-
lin, 1959.
61. Kapián S.G.
S.U.
Regenie usovnenia einbrenevo gmo-
zofosa na analogovej masine po me-
todu posledavajotnih intervalov,
Energetikai transport, nr.5, sept.
oct.1966, pp.65-70.
62. Kasturi R.
Dorrajju P.
Sensitivity analysis of Power Sys-
tems, IEEE Trans.Power App.and
Systems, vol.PAS-88, nr.10 october,
1969, pp.1521-1526.
63. Kimbark E.W.
Power System Stability, Volume I,
Elements of Stability Calculations,
John Wiley, London, 1954.
64. Kimbark E.W.
Improvement of system stability by
switched series capacitor, IEEE
Trans.Power App.and Systems, vol.
PAS-85, february 1966, pp.180-188.
65. Kostenko ...
Piotrovski L.
Machines électriques, tome.II,
Machines à courant alternatif, 101-
tion, Mir, Moscou 1969.
66. Krishnamurty G.
John J. Hegahn
R.J. Fleming
Optimization of Speed-Governor param-
eters in the presence of Pseudoran-
dom Load Disturbance, IEEE Trans.
Power App.and Systems, Vol.PAS-89,
nr.6, july-august, 1970, pp.1242-
1247.
67. Kron G.
Classification of the reference frame
of a synchronous machine, AIEE,
Trans, 1950, Vol.69, Pt.II, pp.720-
727.
- * 68. Kundur P.
Simulation of the non-linear dynamic
response of interconnected synchro-
nous machines, IEEE Trans.Power App.
and Systems, Vol.PAS-91, nr.5 sept./
oct.1972, pp.2004-2069.
69. Kuppurajulu A.
Elangovan A.
Simplified Power System Models for
Dynamic Stability Studies, IEEE
Trans.Power App.and Systems, Vol.PAS-
90, nr.1 jan./febr.1971, pp.11-22.
70. Lee Stephen T.Y.
Schweppe Fred C.
Distance measures and coherence re-
cognition for transient stability
equivalents, IEEE Trans.Power App.
and Systems, Vol.PAS-92, sept./oct.
pp.1550-1557.

71. Iápo A.T.
Krause C.P. Stability analysis of a Reluctance Synchronous Machine, IEEE Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-86, nr.7, Jul. 1967, pp.825-834.
72. Liders G. Discussion 2 of paper "Feasibility of Liapunov functions for the stability analysis of electric power systems, having up to 60 generators, IEEE Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-91, nr.3 May/June 1972, pp.1145-1153.
73. Magnien F. Italian remarks on "The tentative classification and terminology relating to stability problems of power system", by Larquier J., Carpentier, J., Saecomanno, Report CIGRE, Group of Interu 32-03, 1970.
74. Magnusson P.C. The transient method of calculation, Stability, IEEE Trans, vol.60, nr.7, pp.748-755.
75. Manshur G. Generator Models Established by Frequency Response Test, IEEE Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-91, nr.5, sept./oct. 1972, pp.2077-2084.
76. Markovici I. S. Sisteme energetice. Leginuri de terminologie, traducere din limba rusa, Editura Tehnica, Bucuresti 1960.
77. Marshall H.K.
Smolinski W.J. Dynamic stability determination by synchronizing and damping torque analysis, IEEE Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-92, nr.4, July/August, 1973, pp.1259-1266.
78. Maury P. Essais de marche asynchrone sur turbo-alternateurs de 150 MVA, Resultats et interpretation, RSE, nr.1, Jun. 1966, Tome 75, pp.41-52.
79. Manricio H.
G.S. Effect of load characteristics on the dynamic stability of power systems, IEEE Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-91, nr.6, Nov./Dec. 1972, pp. 2295-2304.
80. Meisel J.
G.S. Dynamic Control of Multi-Machine Power Systems based on two-sept optimization over admissible trajectories, IEEE Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-91, nr.3, May/June 1972, pp.940-947.
81. Messerle K.H.
Bruck R.W. Steady - state stability of synchronous machine, as affected by regulator and governors, IAS Proceedings, vol.102, pt 1, 1955, pp.22-24.

.....

82. Mittelstadt W.A. Four methods of power system damping, IEEE, Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-87, May 1968, pp. 1323-1329.
83. Mittelstadt W.A. A method for improving power system transient stability using controllable parameters, IEEE Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-89, nr.1, 1970, pp.23-27.
84. Moraita Gh. Aspecte ale reglajului automat de tensiune și vitezi ale grupurilor generatoare de mare putere, Energetica, 20, 1972, nr.10, pp.450-454.
85. Nedelcu U.N. Regimurile de funcționare ale mașinilor de curent alternativ, Citam Tehnică, București, 1968.
86. Nelles D. Die zulässige Durchschwingzeit als Mass für die dynamische Stabilität in Energieversorgungsnetzen ETZ-A, Bd 34, nr.9, 1973, pp.509-514.
87. Nicholson H. Hierarchical Control of Multimachine Power Systems Model, IEEE Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-91, nr.7, July, 1966, pp.1537-1544.
88. Nicholson H. Dynamic optimization of a boiler-turbogenerator model, IEEE Proceedings, vol.113(2), 1966, pp.385-389.
89. O'Kelly D. Eddy-current and hysteresis effects in rotating machines, IEEE Proceedings vol.116, nr.3, March 1969, pp.391-395.
90. O'Kelly D. Steady-state power factor angle characteristics for synchronous machines including hysteresis, IEEE Proceedings vol.117, nr.8, Aug. 1970, pp.1681-1691.
91. Olive D.W. New techniques for the calculation of dynamic stability IEEE Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-85, pp.767-777, July 1966.
92. Padiyar K.R. Ramesh R.S. Dynamic analysis of multi-machine power systems, IEEE Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-91, nr.2, 1972, pp.526-536.
93. Pélissier I.R. Des réseaux d'énergie électrique, Tome 2, Calcul et réglage des réseaux Orad, Paris 1971.

94. Penescu C.I. Automation și telecomunicații sistemelor energetice, Vol.I, Editura Academiei București, 1959.
95. Popa T. ș.a. Avarii în instalațiile energetice, Editura Tehnică, București, 1970.
96. Potolea E. Calculul regimurilor de funcționare ale sistemelor electroenergetice, Editura Tehnică, București, 1977.
97. Potolea E. ș.a. Studiul stabilității la mici perturbații prin metoda modului, An.I. Politehnic București, Tom.I XVII, 1975, pp.65-74.
98. Prabhakar K. Janischewsky W. Digital Simulation of Multimachine Power Systems for Stability Studies, IEEE Trans. Power App. and Systems, Vol.PAS-87, nr.1, Jan.1968, pp.73-80.
99. Prasty S. Using Liapunov's method of checking system stability, Electrical News, Vol.198, nr.15, Oct.1970, pp.45-46.
100. Raabe P. The electrical network analogue, Electrical Review, vol.188, nr.15, Apr.1971, pp.580-583.
101. Ramahao N. Reitan D.K. Improvement of Power System Transient Stability using optimal control; Bang-Bang, control of reactance, IEEE Trans Power App. and Systems, Vol.PAS-89, May/June.1970, pp.977-984.
102. Reitan D.K. Ramahao N. Pontryagin's maximum principle aids transient stability; bang-bang control of reactance, IEEE Proceedings, vol.50, October 1968, pp.1724-1725.
103. Ribbens-Pavella Le problème de la stabilité transitoire des réseaux électriques, Ann. I, Electrotechnique, Université de Liège, nr.2, 1970, pp.59-81.
104. Rogers G.J. Smith J.R. Synchronous-machine model including eddy currents, IEEE Proceedings, Vol.120, nr.4, April 1973, pp.461-468.
105. Rotman A. Studiul actual al rolului și anihilării rețelei în strâmtate, Energetica, vol.19, nr.2, 1971, pp.95-98.
106. Rüdenberg R. Fenomene transitorii în sistemele electroenergetice, Editura Tehnică, București, 1959.
107. Sartry V.R. Murthy P.G. Optimum Lyapunov functions and stability regions for multimachine power system, IEEE Proceedings, nr.5, 1973, pp.603-604.

108. Schultz R.F. Dynamic Models of Turbine Generators Derived from Solid Rotor Equivalent Circuits, IEEE Trans. Power, App. and Systems, Vol. PAS-92, nr.3 may/june 1973, pp.920-933.
109. Sebastian L. Automatieu, Ed. Idiotici si Reduse-gia, Bucuresti 1973.
110. El-Sheribiny K. Metha D.M. Dynamic system stability, part. I - Investigation of the effect of differential loading and excitation systems, IEEE Trans. Power app. and Systems, Vol. PAS-92, nr.5, sept./oct. 1973, pp.1530-1546.
111. Siemon G.R. Analytic models for saturated synchronous machines, IEEE Trans. Power app. and Systems, PAS-90 nr.2, may/april. 1971, pp.409-415.
112. Smith C.J. Gerez-Greiser V. Suboptimal control to target of synchronous generators, IEEE Trans. Power app. and Systems, Vol. PAS-90, nr.2, martie/april. 1971, pp.446-452.
113. Smith J.M. Optimal transient removal in power system, IEEE Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-84, may 1965, pp. 361-374.
114. Stragg G.W. Ah. El. Abiad Computer Methods in Power System Analysis, McGraw-Hill, New-York, 1968.
115. Stapelton C.A. Root-locus study of synchronous-machine regulation, IEEE Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-111, nr.4, 1964, pp.767-768.
116. Stevenson W.D. Elements of Power System Analysis, McGraw Hill, 1962.
117. Subramanian P. Malik P.P. D.W.K. synchronous-machines response to unbalanced faults, IEEE Proceedings, vol.118, nr.12, Dec. 1971, pp.1779-1783.
118. Surana H. Horiham M.V. Transient response and transient stability of a power system, IEEE Proceedings, vol.115, January, 1968, pp.114-120.
119. Zora Costin Metode electrotehnice, vol.2 - Continuare, I. editura, Cluj-Napoca 1973.
120. Tavora C.J. Smith D.J. Stability of Power Systems, IEEE Trans. Power app. and Systems, Vol. PAS-91, may-june. 1972, nr.3, pp. 1133-1144.

121. Tudose Marin
S.A.
Calculul stabilității dinamice a unui sistem electric folosind pachetul de subprograme al calculatorului IBM, 1130, bul. I. I. Ceaușescu, Tom. X XV, 1973, nr.4, pp. 97-117.
122. Trutt H.C.
S.A.
Representation of the magnetization characteristic of synchronous machines for Computer Use, I.E.E. Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-3, March, 1968, pp. 665-669.
123. Tugulea A.
S.A.
Pettes par courants de Foucault dans les conducteurs immergés, non homogènes et anisotropes, Rev. Tome 87, nr.2, février 1973, pp. 2-110.
124. Vădănescu G.
Drăgan D.
Proba de funcționare în sistem a grupurilor S.M. Portile de pieri efectele lui și lui asupra regiunilor tranzitorii caracteristicile acestor probe, Energetica, nr.9 1973, pp. 422-430.
125. Venikov A.V.
Aplicarea teoriei similitudinii și modelării în electroenergetică, traducere din limba rusă, Editura Tehnică, București, 1972.
126. Venikov A.V.
Steev G.
Principiile matematice și metodele și directivitățile tehnicii, și proiectării și exploatarea energeticești sistem, Izdatelstvo Energhia, Moscova, 1965, pp. 154-159
127. Venikov A.V.
S.A.
Autocentația și autooscilațiile în sistemele electrice, traducere din limba rusă, Editura Tehnică, București, 1967.
128. Venikov A.V.
Transient processes in electrical power systems, Mir Publishers, Moscow, 1977.
129. Williams H.P.
S.A.
Feasibility of Laplace functions for the stability analysis of electric power systems up to ∞ generators, I.E.E. Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-91, nr.5, 1972, pp. 1145-1153.
130. Yao-Fan Yu
Steady-state stability limits of a regulated synchronous machine connected to an infinite system, I.E.E. Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-85, July, 1966, pp. 759-767.

...//...

131. Yao-Nan Yu
Vongsurya K.
Wedman L.H. Application of an optimal control theory to a Power System, I & II Trans. Power App. and Systems, Vol. PAS-89, nr.1, Jan.1970, pp.55-66.
132. Zaslorskaia T.B. Functia Liapunov kak criterii sinhronoi dinamicheskoi ustoiчивosti, Electricstvo, nr.6, 1967, pp.21-26.
133. Zickman H. Contribuții la studiul stabilității sistemelor electroenergetice cu ajutorul calculatoarelor electronice, teză de doctorat, vol.I, II, Institutul Tehnic București, 1970.
134. x x x Conferințe și studii recente privind direcțiile principale ale cercetării în SUA, în domeniul sistemelor electroenergetice, Energetica, tom 24, nr.2, 1976, pp.64-70.
135. x x x Reference 3 of paper Simulation of the nonlinear dynamic response of interconnected synchronous machine. Part.I, I & II Trans. Power App. and Systems, Vol.PAS-31 nr.5, sept. oct. 1972, p.2076.
136. x x x Improving power stability with divided winding rotors and h.v.d.c. Electrical Review, vol.187, nr.10, sept.1970, pp.333-335.
137. x x x Dynamic models for steam and hydro turbines in power system studies, IEEE Committee report, I & II Trans. Power App. and Systems, Vol.PAS-92, nr.6, 1974, pp.1904-1911.
138. x x x Sluggish governors don't help stability, Electrical Review, vol.190, nr.12, may, 1972, p.407.
139. x x x System Load Dynamics Simulation Effects, and Determination of Load Constants, Computer Analysis of Power Systems Working Group, of the Computer and Analytical Methods Subcommittee Power System Engineering Committee, I & II Trans. Power App. and Systems, Vol.PAS-92, nr.2 april 1972, pp.60-60d.
140. x x x Proposal for bringing upto date the definitions of terms relating to the stability of interconnected synchronous machine (old IEEE report nr.334 a of 1960) august 1976.