

UNIVERSITATEA "POLITEHNICA" TIMIȘOARA
FACULTATEA DE MECANICĂ

ING. TUROS GHEORGHE

TEZĂ DE DOCTORAT

CONTRIBUȚII LA STUDIUL REGLĂRII AUTOMATE
A PUTERII CU REGULATOR FĂRĂ CONTACTE
LA LOCOMOTIVELE DIESEL – ELECTRICE

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

Handwritten signature

CONDUCĂTOR ȘTIINȚIFIC:
PROF.DR.ING. NEGREA VIRGILIU DAN

CUPRINS

Introducere	VI
1. Studiul sistemelor de reglare a locomotivelor diesel cu transmisie electrică	1
1.1. Sarcinile sistemului de comandă și reglare	1
1.1.1. Condițiile generale impuse transmisiilor	1
1.1.2. Utilizarea integrală a puterii motorului diesel	3
1.1.3. Economicitatea funcționării motorului diesel pe locomotivă	5
1.1.3.1. Determinarea regimurilor pentru funcționarea economică a motorului diesel	6
1.1.3.2. Construcția caracteristicilor complexe	6
1.1.3.3. Funcționarea grupului motor diesel – generator după caracteristica puterii optime	9
1.1.4. Condițiile impuse sistemului de comandă și reglare	10
1.2. Posibilități de reglare a grupului motor diesel – generator	11
1.2.1. Sisteme de excitație a generatoarelor de tracțiune	11
1.2.2. Sisteme de excitație cu autoreglare	12
1.2.2.1. Generatorul cu trei înfășurări	12
1.2.2.2. Generatorul cu excitație independentă și excitatrice cu trei înfășurări	13
1.2.2.3. Generator cu excitație independentă și excitatrice cu poli divizați	14
1.2.2.4. Concluzii privind utilizarea sistemelor autoreglatoare	15
1.2.3. Sisteme de excitație cu reglare automată	16
1.2.3.1. Condiții generale de funcționare	16
1.2.3.2. Clasificarea sistemelor de reglare automata (SRA).	17
1.3. Analiza sistemelor de reglare realizate	23
1.3.1. Obiectivele analizei	23
1.3.2. Sisteme de reglare cu contact mecanic mobil	23
1.3.2.1. Sistemul de reglare Brown Boveri	24
1.3.2.2. Sistemul de reglare Westinghouse cu regulator hidraulic cu coloană de cărbune	24
1.3.2.3. Sistemul cu regulator unificat electrohidraulic	25
1.3.2.4. Sisteme cu regulator combinat	27
1.3.3. Sisteme de reglare fără contact, cu amplificator magnet.	28
1.3.4. Sisteme de reglare fără contact cu tranzistoare	31
1.3.4.1. Condițiile și siguranța utilizării semiconductoarelor pe locomotive	31
1.3.4.2. Sistem de reglare prin impulsuri a excitației excitatrice	32
1.3.4.3. Sistemul de reglare tranzistorizat tip "ACEC"	34
1.3.5. Sisteme de reglare fără contact cu tiristoare	36
1.3.5.1. Condițiile utilizării tiristoarelor	36
1.3.5.2. Scheme de reglare cu tiristoare.	37

III

1.3.6. Concluzii privind eficiența și perspectivele sistemelor de reglare automată a grupului motor diesel-generator	38
2. Influența regimurilor de lucru ale locomotivei asupra stabilității de funcționare a grupului motor diesel-generator.	41
2.1. Regimurile caracteristice de funcționare	41
2.2. Ecuațiile de funcționare ale elementelor sistemului energetic și de reglare automată.	43
2.2.1. Ecuația de mișcare a grupului MDG.	44
2.2.2. Ecuația excitației generatorului (ExG)	45
2.2.3. Ecuația circuitului de forță (CF)	46
2.2.4. Ecuația de mișcare a trenului cu locomotiva diesel-electrică (Tr)	48
2.2.5. Ecuația de mișcare a sistemului de reglare automată a grupului MDG.	49
2.2.5.1. Ecuația elementului centrifugal	50
2.2.5.2. Sertarul servomotorului de injecție	53
2.2.5.3. Servomotorul de injecție	53
2.2.5.4. Cremalierele pompelor de injecție	56
2.2.5.5. Sertarul servomotorului regulatorului de câmp	57
2.2.5.6. Servomotorul regulatorului de câmp	57
2.2.5.7. Regulatorul de câmp	59
2.2.5.8. Ecuațiile sistemului de reglare	62
2.3. Analiza stabilității funcționării grupului MDG în diferite regimuri.	63
2.3.1. Sistemul de ecuații	63
2.3.2. Criterii de stabilitate	65
2.3.3. Ecuația caracteristică a întregului sistem	67
2.3.4. Determinarea limitei de stabilitate	68
2.3.5. Calculul constantelor sistemului de ecuații.	68
2.3.5.1. Alegerea parametrilor regimurilor de lucru ale locomotivei	68
2.3.5.2. Constantele grupului MDG	69
2.3.5.3. Constantele excitației generatorului (ExG)	70
2.3.5.4. Constantele circuitului de forță (CF)	71
2.3.5.5. Constantele trenului (Tr.)	72
2.3.5.6. Constantele regulatorului de turație (RM)	74
2.3.5.7. Constanta de timp a regulatorului de câmp(RG)	76
2.3.6. Calculul limitei de stabilitate pe grupuri de clemente	76
2.3.6.1. Stabilitatea grupului MDG + ExG	77
2.3.6.2. Stabilitatea grupului MDG + CF	78
2.3.6.3. Stabilitatea grupului MDG + ExG + CF.	79
2.3.6.4. Stabilitatea grupului MDG + CF + TR	80
2.3.6.5. Stabilitatea grupului MDG + ExG + CF + Tr.	80
2.3.6.6. Stabilitatea grupului MDG + RM	81
2.3.6.7. Stabilitatea grupului MDG + ExG +RM	82
2.3.6.8. Stabilitatea grupului MDG + ExG + CF + RM.	82
2.3.6.9. Stabilitatea grupului MDG + ExG +CF + Tr + RM.	82
2.3.6.10. Stabilitatea grupului MDG+ ExG + RM + RG	85
2.3.6.11. Stabilitatea grupului MDG + ExG + CF + RM + RG	86

IV

2.3.6.12.. Stabilitatea ansamblului MDG + ExG + CF +Tr. + +RM + RG	86
2.3.7. Concluzii privind influența regimurilor de lucru ale locomotivei asupra stabilității funcționării grupului MDG	87
3. Sistem de reglare automată a generatorului de tracțiune a locomotivei diesel-electrice, cu regulator fără contacte	90
3.1. Schema sistemului de reglare	90
3.1.1. Dispozitivul de acționare (DA) a traductorului inductiv	91
3.1.2. Traductorul inductiv (TI) și generatorul de frecvență (GF)	91
3.1.3. Amplificatorul (A) și redresorul de precizie (RP)	92
3.1.4. Generatorul de impulsuri (GI)	92
3.1.5. Variatorul de tensiune continuă (VTC)	93
3.2. Calculul parametrilor funcționali la alimentarea excitației prin VTC	95
3.2.1. Ipoteze de calcul	95
3.2.2. Încărcarea condensatorului C după comanda tiristoarelor T_c și T_i	96
3.2.2.1. Variația curenților și a tensiunilor	96
3.2.2.2. Solicitarea semiconductoarelor în fazele 1 și 2	99
3.2.2.3. Caracteristici adimensionale	100
3.2.3. Comanda tiristorului T_b și comutarea curentului de pe tiristorul T_c pe T_b	101
3.2.3.1. Variația curenților și a tensiunilor	101
3.2.3.2. Solicitarea semiconductoarelor în fazele 3 și 4	103
3.2.4. Blocarea tiristorului T_c și funcționarea diodei D_a	104
3.2.4.1. Variația curenților și a tensiunilor	104
3.2.4.2. Solicitarea semiconductoarelor în fazele 5 și 6	113
3.2.4.3. Dimensionarea condensatorului de comutație și a bobinelor	114
3.2.5. Blocarea tiristorului T_b și comutarea curentului i_{ex} pe dioda de fugă D_f	117
3.2.6. Funcționarea diodei de fugă D_f	120
3.2.7. Valorile medii ale parametrilor funcționali	121
3.3. Modelarea pornirii și a funcționării VTC	124
3.3.1. Programul de calcul	124
3.3.2. Analiza funcționării unui VTC realizat	125
3.3.2.1. Parametrii constructivi ai VTC	125
3.3.2.2. Ciclul incomplet la pornire	125
3.3.2.3. Valoarea curentului de excitație la sfârșitul ciclului	127
3.3.2.4. Tensiunea condensatorului la sfârșitul ciclului	129
3.3.2.5. Variația parametrilor funcționali în regim staționar	130
3.3.2.6. Variația duratei fazelor și a coeficientului de siguranță	130
3.3.2.7. Variația fazelor inițiale ale parametrilor funcționali	137
3.3.2.8. Valorile maxime și medii ale curenților și tensiunilor. Randamentul VTC	137
3.4. Încercarea pe stand a sistemului de reglare cu VTC	140
3.4.1. Schema standului	140
3.4.2. Comparația valorilor medii ale parametrilor funcționali	141
3.4.3. Comparația variației în timp a parametrilor funcționali	143

4. Studiul experimental al funcționării în comun al sistemului de reglare automată cu instalația de forță	155
4.1. Scopul încercării	155
4.2. Construcția standului	156
4.2.1. Schema instalației de forță	156
4.2.2. Schema sistemului de reglare a generatorului	159
4.2.3. Adaptarea regulatorului Sulzer pe motorul MB 836 Bb	160
4.3. Măsurarea parametrilor funcționali	163
4.3.1. Metode și mijloace de măsurare	163
4.3.2. Măsurarea turației motorului diesel	164
4.3.3. Măsurarea cursei cremalierii pompei de injecție	165
4.3.4. Măsurarea momentului motor	165
4.3.5. Măsurarea parametrilor pe fază ai generatorului sincron	167
4.3.6. Măsurarea parametrilor în curent continuu	168
4.3.7. Înregistrarea parametrilor cu ajutorul oscilografului	168
4.4. Ridicarea caracteristicilor în regim stabilizat	171
4.4.1. Metodologia de încercare a motorului diesel	171
4.4.2. Calculul puterii în condițiile de încercare	171
4.4.3. Recalcularea puterii pentru condițiile de referință	174
4.4.4. Ridicarea caracteristicii puterii optime și a consumului specific optim	175
4.4.5. Reglajul regulatorului Sulzer pentru comanda regimurilor cu economicitate optimă	179
4.5. Studiul funcționării în comun al instalației de forță și de reglare în regim tranzitoriu	180
4.5.1. Sisteme de reglare încercate și perturbații realizate	180
4.5.2. Analiza funcționării în regimuri tranzitorii	181
4.5.2.1. Obiectivele analizei	181
4.5.2.2. Ordinca apariției răspunsului la perturbație	181
4.5.2.3. Tipul procesului tranzitoriu și variația parametrilor funcționali	182
4.5.2.4. Stabilitatea funcționării	200
4.5.3. Concluzii privind comportarea sistemului de reglare cu VTC	201
5. Concluzii și contribuții personale	203
Bibliografie	206
Ancxa A1	
Ancxa A2	

INTRODUCERE

Locomotivele diesel - electrice, având calități bune de tracțiune, sunt mult folosite pe plan mondial. Cu toate că în urma electrificării liniilor grele și de mare trafic, majoritatea sarcinilor de transport se realizează cu ajutorul tracțiunii electrice, locomotivele diesel, ca unitate autonomă de tracțiune, vor fi utilizate încă mult timp, în special pe liniile neelectrificate, dar și pentru serviciul de manevră.

Asigurarea unor performanțe ridicate de tracțiune pentru locomotivele diesel - electrice construite și îmbunătățirea permanentă a acestora, este întotdeauna o problemă de actualitate în concepția și utilizarea acestor vehicule de tracțiune. Pe lângă realizarea unor caracteristici potrivite destinației locomotivei, respectiv sarcinilor de tracțiune, se impune ca instalația energetică a acestora să funcționeze economic și sigur în exploatare. Prin prezenta lucrare s-a urmărit înotoemai studiul unor posibilități de a realiza îmbunătățiri constructive și funcționale ale locomotivelor diesel - electrice.

Teza de doctorat este structurată pe cinci capitole. Capitolul introductiv reprezintă un studiu detaliat al sistemelor de reglare a locomotivelor diesel cu transmisie electrică. La început sunt inventariate și analizate condițiile generale impuse transmisiilor, precum și funcțiile pe care trebuie să le posede sistemul de comandă și reglare. Se insistă asupra determinării regimurilor pentru funcționarea economică a motorului diesel la puteri parțiale și asupra metodologiei de construcție a caracteristicilor complexe.

Se tratează posibilitățile de reglare a grupului motor diesel - generator prin prisma sistemelor de excitație a generatoarelor de tracțiune, cu referiri și la sistemele autoreglatoare, dar insistându-se mai mult asupra sistemelor de reglare automată. Se analizează critic sistemele de reglare utilizate de firme de prestigiu, atât cele reostatice cu contact mobil, cât și cele fără contact, cu amplificatoare magnetice sau cu elemente semiconductoare. La aprecierea calităților sistemelor de reglare analizate s-a acordat prioritate asigurării funcționării după caracteristica puterii optime, utilizării puterii disponibile momentane a motorului diesel, siguranței funcționării și stabilității reglării.

La sfârșitul acestui capitol se concluzionează asupra eficienței și perspectivelor sistemelor de reglare automată a grupului motor diesel - generator.

Pornind de la necesitatea imperioasă ca funcționarea în comun a sistemului energetic și a celui de reglare să fie stabilă, în continuare s-a tratat influența regimurilor de lucru ale locomotivei asupra stabilității funcționării întregului ansamblu.

VII

După alegerea regimurilor caracteristice de funcționare în timpul exploatării s-au prezentat, într-o formă unitară, ecuațiile de mișcare ale elementelor grupului motor diesel - - transmisie electrică - tren, s-au determinat ecuațiile de mișcare ale elementelor sistemului de reglare automată, s-a format sistemul de ecuații și s-a ales metoda de analiză a stabilității.

Analiza cantitativă s-a efectuat cu datele caracteristice ale instalației de forță și de reglare existentă pe locomotiva 060 DA. S-au calculat limitele de stabilitate pe grupuri de elemente și pe combinațiile posibile ale acestora, determinând influența fiecărui element asupra stabilității întregului ansamblu, în special a regulatorului motorului diesel și a regulatorului generatorului.

În final s-au prezentat concluziile privind influența atât a caracteristicilor elementelor structurale, cât și a regimurilor de funcționare ale locomotivei asupra stabilității grupului motor diesel - generator.

Un obiectiv important al tezei este concepția, realizarea și încercarea unui regulator automat fără contact al excitației generatorului de tracțiune. În schema elaborată și prezentată, pentru realizarea mării de comandă se utilizează un traductor inductiv, iar ca element de execuție un variator de tensiune continuă.

După definirea ipotezelor de calcul corelate cu condițiile de funcționare, analizând fazele specifice de funcționare ale variatorului de tensiune continuă, se determină relațiile de calcul ale parametrilor funcționali și a celor constructivi. Se elaborează programul de calcul pentru modelarea pornirii și a funcționării variatorului de tensiune continuă, cu ajutorul căruia se calculează toți parametrii funcționali ai instalației realizate.

Încercările efectuate pe stand au confirmat pe deplin rezultatele obținute prin calcul, atât privind valorile medii, cât și variația în timp a parametrilor funcționali, ceea ce confirmă justetea ipotezelor admise și corectitudinea relațiilor deduse.

Pentru verificarea funcționării în comun a grupului motor diesel - transmisie electrică, cu instalația de reglare concepută, atât în regim staționar, cât mai ales în regim tranzitoriu, respectiv pentru a constata măsura în care aceasta corespunde cerințelor impuse sistemelor de reglare, s-au organizat încercări în condiții similare cu cele din exploatare.

Pe standul de transmisii electrice în curent alternativ - curent continuu, în laboratorul Catedrei de material rulant al Facultății de mecanică din Universitatea "Politehnica" din Timișoara, s-a instalat sistemul de comandă și reglare tip Sulzer, iar în continuare s-a implementat noul sistem de reglare fără contact conceput și realizat. Se prezintă construcția standului, metodele și aparatura de măsurare a parametrilor funcționali, atât în regim staționar, cât și în regim tranzitoriu, metodologia de încercare a motorului diesel și de calcul a puterii efective în condițiile reale și în cele de referință.

Cu valorile măsurate ale parametrilor în regim staționar s-au ridicat caracteristicile complexe și caracteristica puterii optime și s-a modificat reglajul caracteristicii de comandă a regulatorului motorului diesel în așa fel, ca să se apropie cât mai mult de regimurile de funcționare cu economicitate optimă.

VIII

Pentru încercările în regim tranzitoriu se precizează metodele de obținere a perturbațiilor tip treaptă și modul de analizare a rezultatelor. Se prezintă un număr însemnat dintre oscilogramele ridicate, pe baza cărora se trag concluziile asupra comportării dinamice a sistemelor de reglare încercate.

Concluziile desprinse în urma studiilor teoretice și experimentale efectuate, oferă specialiștilor informații importante privind sistemele de reglare a grupului motor diesel - generator, a influenței acestora asupra modului de funcționare, asupra siguranței, a economicității și a stabilității.

Autorul rămâne recunoscător regretatului Prof. emerit ing. Zăgănescu Ioan, primul conducător științific al lucrării de doctorat, pentru îndrumarea de înaltă competență la stabilirea structurii tezei și în prima fază a elaborării lucrării, respectiv regretatului Prof. dr. ing. Negreanu Aurel, pentru ajutorul acordat în pregătirea standului pentru măsurători.

Pentru bunăvoința de a prelua conducerea științifică a lucrării în faza finală a elaborării, respectiv pentru ajutorul acordat în timpul încercărilor pe stand, autorul mulțumește d-lui Prof. dr. ing. Negrea Virgiliu Dan.

Calde mulțumiri aduce autorul d-lor Prof. dr. ing. Hoancă Vasile și Prof. dr. ing. Mircea Dungan, pentru sprijinul acordat pe timpul elaborării tezei și a măsurătorilor experimentale.

Autorul mulțumește de asemenea d-lor ing. Lie Aurel și ing. Popescu Adrian de la Autoritatea Feroviară Română București (fost REFER), pentru ajutorul acordat la efectuarea măsurătorilor pe stand.

De asemenea tuturor colegilor de catedră, atât cadre didactice, cât și personal tehnic, respectiv studenților, care l-au sprijinit sub diferite forme, autorul le adresează calde mulțumiri.

În final autorul mulțumește familiei sale pentru răbdarea și sprijinul moral.

Autor
ing. Tuross Gheorghe

1. STUDIUL SISTEMELOR DE REGLARE A LOCOMOTIVELOR DIESEL CU TRANSMISIE ELECTRICĂ.

1.1. Sarcinile sistemului de comandă și reglare.

1.1.1. Condițiile generale impuse transmisiilor.

Transmisia vehiculelor cu motor diesel are rolul de a transforma caracteristica momentului motor, nepotrivită pentru tracțiune, într-o caracteristică elastică a forței de tracțiune la obadă, care să corespundă cerințelor tracțiunii feroviare.

La viteze mici, forța de tracțiune la obadă trebuie să se apropie cât mai mult de forța limitată de aderență:

$$F_a = f_a G_a , \quad (1.1)$$

iar de la o anumită viteză, numită viteză de trecere ideală (v_{ti}), de forța de tracțiune ideală:

$$F_{oi} = \frac{P_{dmax}}{v} , \quad (1.2)$$

ceea ce exprimă condiția de utilizare integrală a puterii disponibile maxime a motorului diesel, în cazul când randamentul transmisiei este considerat egal cu unitatea. Aceste condiții sunt reprezentate grafic în figura 1-1. În intervalul de viteză $0 < v < v_{ti}$ nu se utilizează complet puterea motorului diesel, dar la $v > v_{ti}$ transmisia trebuie să asigure preluarea puterii disponibile maxime.

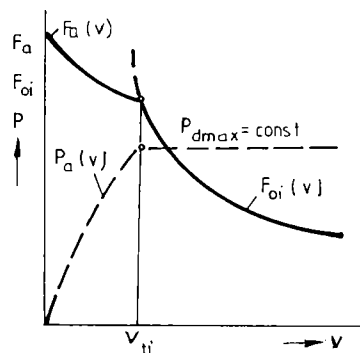


Fig.1-1 Caracteristicile ideale ale vehiculelor de tracțiune.

Măsura în care forța de tracțiune reală se apropie de caracteristica ideală de tracțiune, caracterizează calitatea transmisiei realizate / Z1, Z3, B6, S9, P5, P6, T5 /. Condițiile deosebit de grele, caracteristice tracțiunii feroviare, unde masa ce trebuie accelerată este foarte mare, ridică probleme deosebit de complexe. Pentru a corespunde pe deplin cerințelor exploatații feroviare, o transmisie ideală trebuie să satisfacă o serie de condiții, dintre care cele mai importante sunt / Z1, Z3, P6 /:

a. Să realizeze o mare siguranță în exploatare, ceea ce se poate obține prin reducerea numărului de elemente componente ale transmisiei și a numărului de operații manuale sau automate care trebuie efectuate pentru asigurarea bunei funcționări a vehiculului. Se consideră /M1/, că în cazul locomotivelor diesel cu transmisie electrică soluția optimă din acest punct de vedere este aceea la care se folosește un singur motor diesel, un generator de tracțiune și două motoare electrice de tracțiune care antrenează patru osii.

b. Să asigure obținerea caracteristicilor de tracțiune la utilizarea cât mai completă a puterii disponibile pentru tracțiune a motorului diesel, condiție determinată de modul de funcționare în comun a motorului diesel cu transmisia și caracterizată prin:

- lărgirea domeniului vitezelor de mers în zona de reglare a transmisiei,

$$k_T = \frac{v_{\max}}{v_{\min}} \cdot \frac{n_{e \max}}{n_{e \min}}, \quad (1.3)$$

unde $n_{e \max}$ și $n_{e \min}$ sunt turațiile maximă și minimă a arborilor de ieșire din transmisie, la limitele zonei de reglare;

- coeficientul mediu de utilizare a puterii disponibile a motorului diesel în zona vitezelor de lucru,

$$\varphi_{med} = \frac{\int_{v_1}^{v_2} P_d dv}{P_{d \max} (v_2 - v_1)}. \quad (1.4)$$

c. Să funcționeze cu economicitate ridicată în domeniul de reglare, caracterizată prin randamentul mediu în domeniul de lucru:

$$\eta_{T med} = \frac{\int_{v_1}^{v_2} \eta_T dv}{v_2 - v_1}. \quad (1.5)$$

Pierderile din transmisie reduc puterea la obadă față de puterea motorului diesel și datorită încălzirii limitează și condițiile de funcționare.

Aprecierea utilizării puterii motorului diesel se poate efectua mai complet cu ajutorul coeficientului mediu de transmitere a puterii:

$$\psi_{med} = \varphi_{med} \cdot \eta_{T med}, \quad (1.6)$$

care indică raportul dintre puterea medie la obadă și puterea disponibilă maximă a motorului diesel.

d. Să permită funcționarea stabilă și economică a motorului diesel la toate sarcinile și vitezele de mers. Pentru a realiza această condiție, transmisia trebuie să permită funcționarea motorului diesel la turații și injecții optime, indiferent de viteza vehiculului.

e. Să se realizeze la o greutate redusă și cu un gabarit minim, adică la o valoare minimă a greutății specifice:

$$q_T = \frac{G_T}{P_n}, \quad (1.7)$$

unde G_T este greutatea transmisiei. Este de asemenea important ca greutatea părților nesuspendate să se reducă cât mai mult, pentru a proteja calea, iar prețul de cost și proporția materialelor deficitare să fie minime.

f. Să permită un grad cât mai ridicat de automatizare a comenzii și reglării funcționării motorului diesel, a forței de tracțiune la pornire și a vitezei de mers respectiv realizarea caracteristicilor de mers la puterile parțiale cerute de condițiile concrete de exploatare.

g. Să permită întreruperea legăturii rigide dintre motorul diesel și osiile motoare, indiferent de starea de mișcare a vehiculului, respectiv cuplarea și decuplarea fără șocuri în ambele sensuri.

h. Să nu necesite întreținere și reparații pretențioase, intervalul dintre două reparații să fie destul de mare, iar numărul de operații și costul acestora cât mai reduse / M1 /.

Transmișiile electrice actuale satisfac în bună parte condițiile enumerate, numai dacă sunt dotate cu instalații complexe de comandă și reglare. Calitatea acestor instalații are o influență hotărâtoare, în special privind îndeplinirea condițiilor a, b, d și f.

1.1.2. Utilizarea integrală a puterii motorului diesel.

Funcționând la valorile maxime ale turației și injecției admise pentru regimul continuu, motorul diesel dezvoltă la arbore puterea nominală P_n . Deoarece aceste motoare au o capacitate de supraîncărcare mică și de scurtă durată de obicei nu se supraîncarcă, puterea lor nominală stabilindu-se ca putere limită /Z1, Z3/. În consecință, puterea disponibilă maximă pentru tracțiune este:

$$P_{d \max} = P_n - P_{aux} \quad , \quad (1.8)$$

unde P_{aux} este puterea consumată de instalațiile auxiliare de pe locomotivă.

Transmisia electrică trebuie să utilizeze integral puterea disponibilă maximă a motorului diesel, adică prin reglarea generatorul principal și a motoarelor electrice de tracțiune trebuie să se asigure concordanța parametrilor de funcționare a acestora cu ai motorului primar /S7, S9, Z1, T5 /.

În cazul transmisiei electrice în curent continuu, unde motorul diesel antrenează un singur generator de tracțiune, puterea acestui generator este /Z1, Z3, P6, S9, B6, G2/:

$$P_g = \eta_g P_{d \max} = U_g \cdot I_g \cdot 10^{-3} \text{ [kW]} \quad (1.9)$$

Puterea consumată de instalațiile auxiliare de pe locomotivă și randamentul generatorului variază relativ puțin la modificarea curentului de sarcină I_g deci, într-o primă aproximație, condiția utilizării integrale a puterii disponibile maxime a motorului diesel se poate exprima prin relația:

$$U_g \cdot I_g = \text{constant} \quad (1.10)$$

Practic curentul și tensiunea generatorului nu pot să varieze nelimitat. Valoarea maximă a curentului este limitată din cauza comutației și a încălzirii circuitului de sarcină, iar a tensiunii din cauza rezistenței dielectrice a izolației, a încălzirii înfășurărilor de excitație și a tensiunii admise între lamelele de colector. La o dimensionare corespunzătoare a transmisiei, limitările indicate ale parametrilor generatorului și motoarelor electrice de tracțiune nu trebuie să fie sub valorile necesare pentru asigurarea forței de tracțiune limitată de aderență, respectiv a vitezei maxime.

Caracteristica limită a generatorului este cea indicată în figura 1-2 prin curba ABCD. Variația corespunzătoare a puterii este reprezentată prin curba OB'C'D. După cum rezultă din figură, existența limitărilor nu permite utilizarea integrală a puterii disponibile maxime a motorului diesel în întreaga gamă de sarcini posibile ale generatorului, ci numai în zona $I_{g \min} \dots I_{g \max}$, iar la celelalte sarcini puterea

motorului diesel trebuie să fie micșorată. Realizarea caracteristicii limită nu poate să fie asigurată numai prin reglarea motorului diesel sau numai a generatorului.

Pe porțiunea $0 < I_g < I_{gmin}$, turația și fluxul generatorului se mențin la valoarea lor maximă, prin care se asigură tensiunea maximă, iar regulatorul motorului diesel trebuie să regleze cantitatea de combustibil injectată pe ciclu în concordanță cu puterea ce o poate prelua generatorul după linia OB'. La $I_g = I_{gmin}$ injecția devine maximă, motorul diesel dezvoltând puterea sa nominală.

Când $I_{gmin} < I_g < I_{gmax}$, pentru a asigura funcționarea motorului diesel la putere constantă (de fapt la $n = \text{const.}$ și $q = \text{const.}$), generatorul de tracțiune trebuie reglat în așa fel ca:

$$P_{cg} = \eta_{cg} P_{dmax} = E_g I_g = K_{ng} \phi_g I_g = \text{constant}, \quad (1.11)$$

adică:

$$\phi_g \cdot I_g = \text{constant}, \quad (1.12)$$

unde K_{ng} este o constantă care include și turația generatorului.

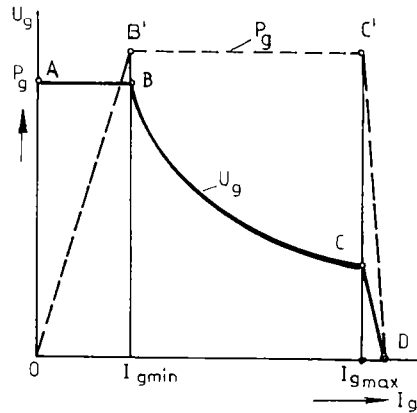


Fig. 1-2 Caracteristica limită a generatorului de tracțiune.

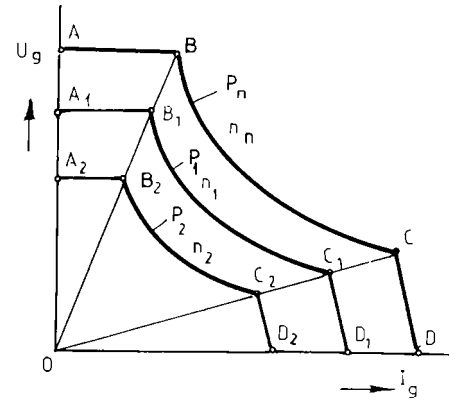


Fig. 1-3 Caracteristici $U_g(I_g)$ la puteri parțiale.

Ca urmare, la creșterea curentului I_g fluxul magnetic trebuie redus după o lege hiperbolică, în timp ce turația și injecția motorului diesel se mențin la o valoare constantă.

La $I_g > I_{gmax}$, trebuie micșorate atât tensiunea generatorului, cât și puterea motorului diesel, în timp ce turația rămâne constantă, ceea ce se realizează prin reducerea injecției și a fluxului magnetic. În această zonă reglarea fluxului este necesară atât pentru protecția generatorului, cât și pentru asigurarea unor caracteristici de pornire.

Variația tensiunii generatorului în scopul obținerii caracteristicii limită, sau a unei caracteristici asemănătoare, poartă denumirea de reglarea grupului motor diesel-generator.

În cazul când condițiile de tracțiune nu cer realizarea regimului limită (demaraj, tonaj redus, restricții de viteză), sistemul de comandă trebuie să micșoreze puterea motorului diesel și fluxul generatorului. Această acțiune poartă denumirea de comanda grupului motor diesel-generator. În figura 1-3 s-a reprezentat o familie de caracteristici $U_g(I_g)$ la puteri parțiale, în cazul când la modificarea puterii se modifică și valorile limită ale curentului și tensiunii /Z1, Z3, G2, S9, B6/.

În cele de mai sus, la determinarea legii de reglare a fluxului generatorului în funcție de curentul de sarcină, s-a presupus că, la turație și injecție constantă puterea disponibilă a motorului diesel rămâne de asemenea constantă. În realitate, datorită variației condițiilor de funcționare a motorului diesel (temperatura, presiunea și umiditatea atmosferică, puterea calorică a combustibilului, modificarea debitului pompei de injecție în urma uzurii și altele) și datorită modificării puterii consumate de instalațiile auxiliare ale locomotivei, puterea disponibilă variază în limite destul de largi.

În cazul când motorul diesel funcționează la turația și injecția nominală, reglarea generatorului pentru a menține constantă puterea P_g în unele situații conduce la supraîncărcarea motorului primar, iar în altele la utilizarea incompletă a puterii disponibile maxime. Regularul motorului va trebui să corecteze în permanență regimul de funcționare al acestuia, apar procese tranzitorii prelungite și se reduce economicitatea funcționării. Deci este mai rațional ca sistemul de reglare a generatorului să modifice fluxul nu pentru a menține constantă puterea preluată de generator, ci pentru a asigura în permanență egalitatea acesteia cu puterea disponibilă momentană a motorului diesel.

Din punctul de vedere al utilizării integrale a puterii disponibile maxime a motorului diesel, sistemul de comandă și reglare optim este deci cel prin care se prescrie turația și injecția motorului diesel, se urmărește regimul de funcționare a motorului și se corectează în permanență sarcina prin modificarea corespunzătoare a fluxului generatorului. Sistemele de reglare folosite sunt de obicei combinate, după eroare și după perturbație / K5, S7, C1, M3, S11, T5/.

Injecția prescrisă, corespunzătoare turației comandate, poate avea o valoare unică, sau poate fi determinată în funcție de condițiile de funcționare ale motorului din condiția asigurării funcționării motorului diesel cu economicitatea optimă /*** 3/.

1.1.3. Economicitatea funcționării motorului diesel pe locomotivă.

1.1.3.1. Determinarea regimurilor pentru funcționarea economică a motorului diesel.

În condițiile exploatarei feroviare motorul diesel funcționează aproximativ 1/4 ... 1/3 din timp la puterea nominală sau apropiată de aceasta, 1/3 din timp la mers în gol, iar restul timpului la puteri parțiale /Z3, P6, V1, T5/. Prezintă deci un interes deosebit găsirea parametrilor funcționali optimi, cu care o anumită putere parțială, cerută de condițiile de tracțiune, se realizează cu cea mai mică valoare posibilă a consumului specific efectiv de combustibil al motorului diesel. Regimul de funcționare optim se poate determina relativ ușor folosind caracteristicile complexe ale motorului diesel, reprezentate în figura 1-4, unde s-au trasat caracteristicile puterii efective în funcție de turație la valori constante ale consumului specific efectiv de combustibil, respectiv ale coeficientului de sarcină.

Spre centrul curbelor de nivel $P_c(n)$ la $c_c = \text{const.}$ consumul specific scade, deci $c_{c(k)} < c_{c(k+1)}$ și fiecare din aceste valori se poate realiza numai într-o anumită zonă de turații. O anumită putere parțială P_{cs} , cerută de condițiile de exploatare, se poate realiza în diferite regimuri de funcționare, caracterizate de exemplu prin punctele A, B și C dar cu consumuri specifice diferite. Se constată, că cea mai economică funcționare a motorului are loc în regimul definit prin punctul B, punctul de maxim al

curbei c_{e2} , deci la turația n_x și sarcina κ_x , iar o sporire sau o micșorare a turației conduce la creșterea consumului specific efectiv de combustibil în timpul realizării puterii P_{ex} .

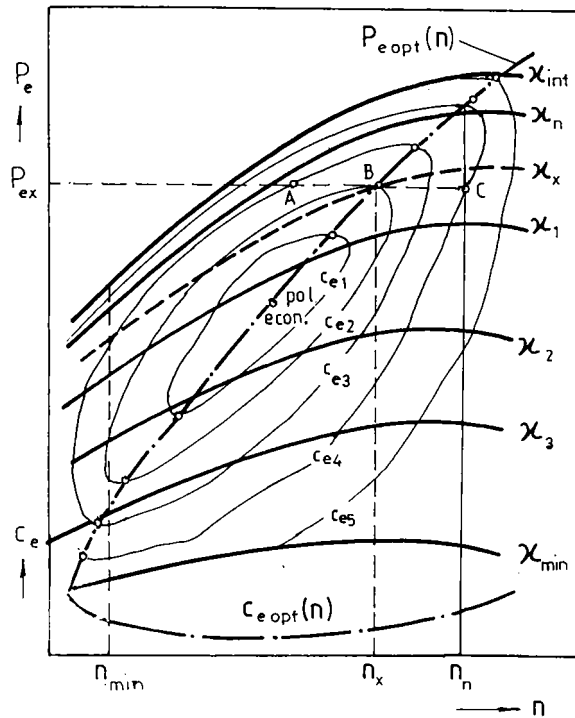


Fig. 1-4 Caracteristicile complexe ale motorului diesel.

1.1.3.2. Construcția caracteristicilor complexe.

În literatura de specialitate nu se tratează în mod corespunzător metodologia de ridicare a caracteristicilor complexe. Uneori se indică numai faptul că se construiesc pe baza unor caracteristici ridicate anterior /B3/, sau că pentru motoarele noi sau modernizate, după caracteristicile de sarcină se trasează și topograma câmpurilor de consum specific $P_e = f(n)$ la $c_e = \text{const.}$ /*** 4/. Numai în puține lucrări se găsesc indicații sumare privind metodologia de trasare /H1, V1/.

Caracteristicile $P_e(n)$ la $c_e = \text{const.}$ fiind curbe închise, de formă neregulată, pentru trasarea corectă a acestora sunt necesare multe puncte. În cele ce urmează se indică o metodă complexă elaborată de autor pentru determinarea numărului necesar de puncte care asigură definirea tuturor detaliilor acestor curbe /T12/.

De cele mai multe ori se cunosc din prospecte, sau din determinări proprii, caracteristicile de turație pentru sarcină intermitentă, sarcină nominală și câteva sarcini parțiale. Folosind numai aceste curbe pentru construirea caracteristicilor complexe /H1/, se obțin prea puține puncte, datorită formei

Rezultă deci, că punctele de maxim și de minim ale curbelor de putere la $c_e = \text{const.}$ corespund celor mai economice regimuri de funcționare pentru realizarea puterilor respective, iar locul geometric al acestor puncte este caracteristica puterii optime $P_{eopt}(n)$ și reprezintă regimurile de economicitate optimă la funcționarea motorului diesel la puteri parțiale.

Dacă sistemul de comandă al motorului diesel asigură realizarea acestor regimuri de funcționare, atunci consumul specific efectiv de combustibil va fi cel optim la toate puterile, deci se realizează caracteristica $c_{eopt}(n)$ /V1, Z1, Z3, T12, P6/

aplatisate a curbelor $c_c(n)$ la $\kappa = \text{const}$.

Pe baza caracteristicilor de turație se pot ridica însă un număr nelimitat de caracteristici de sarcină, $c_c(P_c)$ la $n = \text{const}$. după cum se arată în figura 1-5. Din diagramele de pe figurile 1-5a și 1-5b,

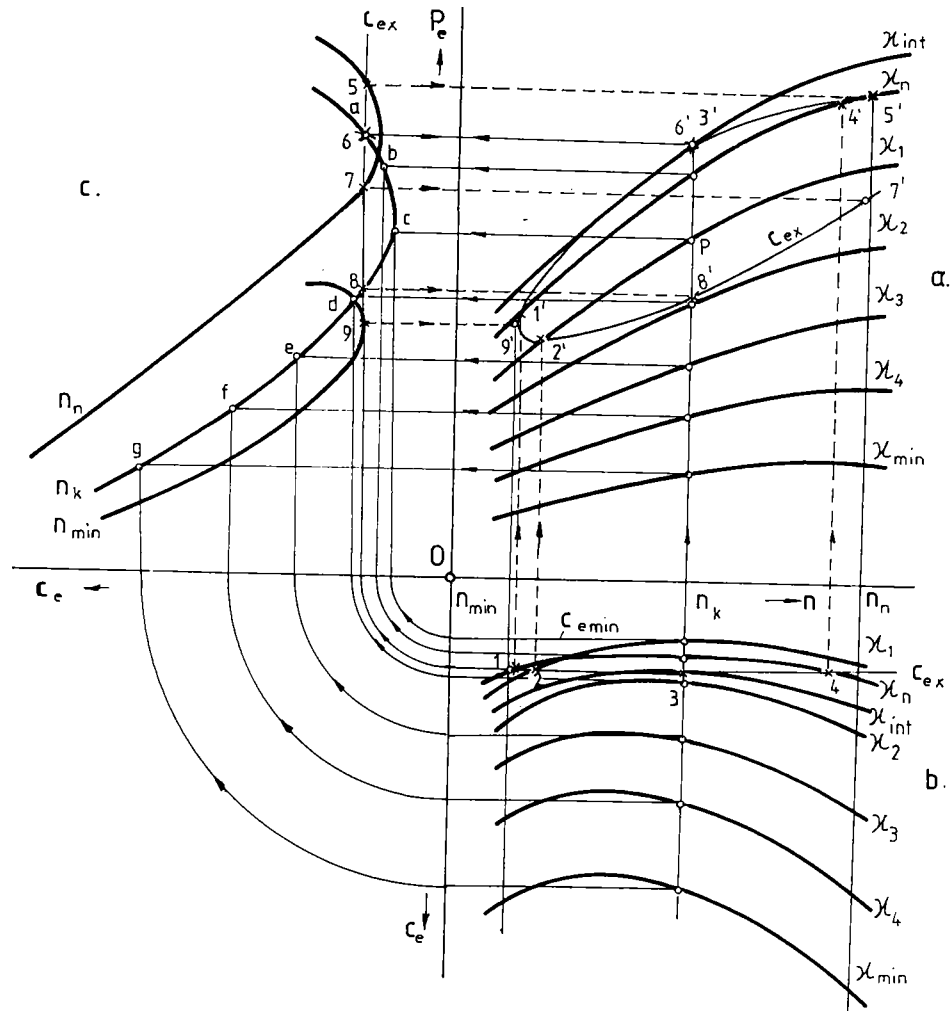


Fig. 1-5 Metodă combinată pentru construirea caracteristicilor complexe ale motorului diesel.

la $n_k = \text{const}$. se obțin perechile de valori $c_c - P_c$ la aceeași valoare a coeficientului de sarcină, care în figura 1-5c vor determina punctele a...g, prin care se trasează caracteristica $c_c(P_c)$ la $n_k = \text{const}$. Procedând în mod similar și la alte turații, se poate obține numărul dorit de caracteristici de sarcină. Dacă numărul caracteristicilor de turație este redus, pentru trasarea corectă a caracteristicilor de sarcină se va ține seama și de evoluția în ansamblu a familiei de curbe.

Având la dispoziție aceste două familii de caracteristici, se pot obține trei categorii de puncte

pentru curbele $P_e(n)$ la $c_e = \text{const.}$:

a. puncte de intersecție, sau de tangență ale curbelor $c_e(n)$ la $\kappa = \text{const.}$, cu horizontalele $c_e = \text{const.}$ în figura 1-5b, adică punctele 1, 2, 3, și 4, care în figura 1-5a vor determina punctele 1', 2', 3' și 4';

b. puncte de intersecție ale curbelor $c_e(P_e)$ la $n = \text{const.}$ cu verticalele $c_e = \text{const.}$ în figura 1-5c, adică punctele 5, 6, 7 și 8, care în figura 1-5a vor determina punctele 5', 6', 7' și 8';

c. puncte de tangență ale curbelor $c_e(P_e)$ la $n = \text{const.}$, cu verticalele $c_e = \text{const.}$ în figura 1-5c, de exemplu punctul 9, care în figura 1-5a va determina punctul de întoarcere 9'. Intr-adevăr, deoarece punctul 9 la $n = n_{\min}$ îndeplinește condiția:

$$\left. \frac{\partial c_e}{\partial P_e} \right|_{n=\text{const}} = 0, \quad (1.13)$$

va determina singura valoare a puterii efective la care se realizează consumul specific c_{ex} . Ca urmare și în figura 1-5a curba $P_e(n)$ la $c_{ex} = \text{const.}$ nu poate avea decât o singură ordonată la $n = n_{\min}$, adică în punctul 9' are tangență verticală.

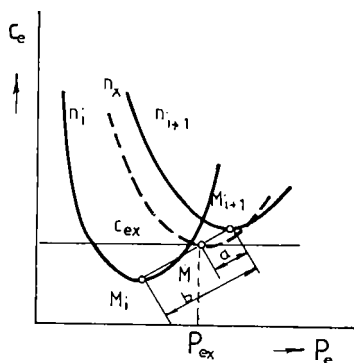


Fig. 1-6 Determinarea parametrilor punctelor de întoarcere.

figură se obține:

$$n_x = n_{i+1} - \frac{a}{b} \cdot \Delta x, \quad (1.14)$$

sau

$$n_x = n_i + \frac{b-a}{b} \cdot \Delta x, \quad (1.15)$$

unde:

$$\Delta x = n_{i+1} - n_i. \quad (1.16)$$

Prin totalitatea celor trei categorii de puncte se pot trasa cu suficientă precizie caracteristicile $P_e(n)$ la $c_e = \text{const.}$ La creșterea valorii consumului specific se va mări și pasul Δc_e .

Cel mai mic consum specific obținut va determina polul economic notat cu P.

1.1.3.3. Funcționarea grupului motor diesel-generator după caracteristica puterii optime.

Forma caracteristicii $P_{opt}(n)$ depinde de particularitățile constructive ale motorului, dar este comun faptul că la toate motoarele puterea P_{opt} crește la mărirea turației. Una din formele întâlnite ale acestei caracteristici s-a reprezentat pe figura 1-7.

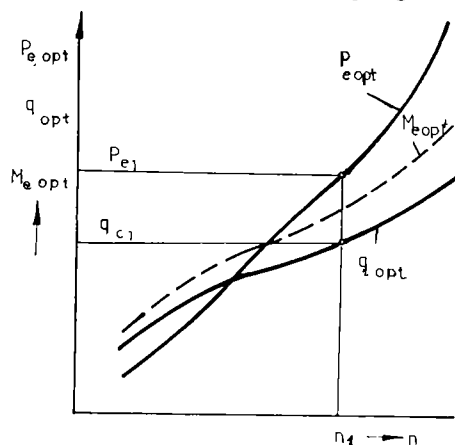


Fig. 1-7 Caracteristicile parametrilor optimi ai motorului diesel.

Pentru a asigura funcționarea economică a motorului la sarcini parțiale, toate puterile parțiale comandate trebuie să se găsească pe această caracteristică. Deoarece o anumită putere parțială se realizează cu economicitatea optimă numai la o pereche de valori turație-injecție, rezultă că sistemul de comandă trebuie să modifice simultan atât turația cât și injecția atunci când se comandă o nouă putere a motorului diesel, iar sistemul de reglare trebuie să modifice fluxul generatorului în funcție de curentul de sarcină în așa fel, ca generatorul să preia puterea disponibilă a motorului diesel la funcționarea acestuia cu parametri optimi comandați /Z1, Z3, T9, T5/. Injecția optimă crește de asemenea cu turația, după cum se vede în figura 1-7.

Rezultă deci, că pentru a asigura realizarea cu economicitatea optimă a puterii parțiale dorite transmisia trebuie să permită funcționarea motorului diesel la turația optimă, indiferent de viteza de mers a locomotivei /Z1, Z3, P6, T5/. Pentru simplificarea sistemului de comandă, caracteristica puterii optime se poate liniariza pe porțiuni, înlocuindu-se cu câteva segmente de dreaptă.

Caracteristica momentului optim $M_{opt}(n)$ a motorului diesel variază asemănător cu a injecției pe ciclul /Z1, Z3, S9, S11/.

Pentru a asigura funcționarea economică a motorului diesel, trebuie ca și momentul generatorului să crească la creșterea turației după o lege apropiată de $M_{opt}(n)$. Dacă la o valoare constantă a curentului de sarcină această condiție este îndeplinită, atunci grupul motor diesel-generator funcționează economic atât în regimul staționar, cât și în cel tranzitoriu.

Procesele tranzitorii care apar în urma acțiunii perturbatoare asupra circuitului energetic (schimbarea poziției controlerului, variația curentului de sarcină, variația consumului de putere a instalațiilor auxiliare, etc.) în general au ca urmare micșorarea randamentului grupului motor diesel-generator. Variația randamentului în regimurile tranzitorii depinde atât de valorile staționare ale curentului de sarcină și ale randamentului, cât și de viteza de variație $\Delta I_g / \Delta t$ a curentului generatorului. Abaterile sunt mai mari la valori mai ridicate ale curentului de sarcină și la locomotivele de manevră în situații nefavorabile ating și valori de $\Delta \eta = -5\%$ /Z6/.

Reglarea și comanda se poate realiza automat sau de către mecanic. Pentru a ușura munca mecanicului și a îmbunătăți precizia, reglarea se face automat, iar pentru a permite alegerea regimului

de funcționare în funcție de condițiile de mers, comanda se realizează de obicei manual.

În ultimul timp se încearcă și automatizarea comenzii, mai ales la viteze mai mari de 200km/h, unde viteza și precizia reacției mecanicului devin insuficiente /S7/.

1.1.4. Condițiile impuse sistemului de comandă și reglare.

Corelarea funcționării în comun a tuturor elementelor instalației energetice a locomotivei diesel, în scopul realizării în cele mai bune condiții a sarcinilor de tracțiune la diferite condiții de exploatare, este asigurată de către sistemul de comandă și de reglare automată.

Proprietățile acestui sistem au o influență hotărâtoare asupra performanțelor și economicității funcționării locomotivelor. Sistemele realizate răspund numai parțial cerințelor reale, iar unele se bazează pe principii rezultate din interpretarea eronată a unor condiții de reglare. De aceea este necesară definirea tuturor sarcinilor sistemului de comandă și reglare.

Din analiza sarcinilor ce revin locomotivei în exploatare și a cerințelor privind modul de funcționare a instalației de forță rezultă, că instalația de comandă și de reglare automată trebuie să îndeplinească următoarele condiții /T9, T5/:

- a. să asigure comanda comună și coordonată a tuturor elementelor instalației de forță /S7/;
- b. să asigure lărgirea domeniului de viteze de mers la care se utilizează puterea disponibilă maximă a motorului diesel /Z1, Z3, S11/ și să asigure utilizarea în permanență a puterii disponibile momentane /T12, T5, Z6/;
- c. să asigure funcționarea motorului diesel în regim staționar după caracteristica puterii optime, cu o precizie cât mai ridicată /P6, T12, T5, Z1, Z2, Z3/;
- d. să realizeze comanda continuă a puterii în funcție de necesitățile tracțiunii /P6/, sau chiar a vitezei de mers, mai ales în cazul trenurilor de călători /S7/;
- e. să acționeze rapid, pentru a reduce suprareglarea și durata de funcționare în regimurile tranzitorii neeconomice produse de variația bruscă a sarcinii (decuplarea unor instalații auxiliare, slăbirea în trepte a câmpului motoarelor electrice de tracțiune, apariția patinării, etc.) /Z6/, în scopul realizării randamentului maxim posibil al locomotivei, adică a valorii minime a consumului specific efectiv de combustibil /S7, Z3, T5/;
- f. să limiteze tensiunea maximă și curentul maxim al generatorului, respectiv injecția maximă și turația maximă a motorului diesel /P5, Z1, Z3, Z6, T5/;
- g. să asigure la pornire realizarea forței de tracțiune maxime cât mai apropiată de forța limitată de aderență /B4, Z3/;
- h. să funcționeze cu stabilitate statică și dinamică ridicată în toate regimurile de exploatare /P6, T5/;
- i. să realizeze slăbirea automată a câmpului motoarelor electrice de tracțiune /P6/;
- j. să regleze puterea în mod corespunzător la patinare, la slăbirea câmpului și la comutarea grupării motoarelor electrice de tracțiune;
- k. să protejeze motorul diesel față de regimurile anormale de funcționare /P6, Z3/;
- l. să funcționeze sigur în exploatare, cu probabilitatea cât mai redusă a defectărilor, să fie simplu și robust /P6, T5/ format pe cât este posibil, din elemente statice /M1/ rezistente la vibrații și la

temperaturile existente în sala mașinilor /S7/;

m. prețul de cost, volumul și complexitatea operațiilor de întreținere să fie cât mai reduse /P6/.

Tendința de îndeplinire a unui număr cât mai mare de condiții explică faptul, de ce dezvoltarea sistemelor de comandă și reglare evoluează în direcția trecerii de la sisteme deschise spre cele închise sau combinate și de la comandă separată a diferitelor elemente, la comanda unificată, cu un grad rațional de automatizare, control și protecție. Mașinile cu colectoare din sistemul de comandă și reglare (excitatrice, tahogeneratoare, amplificatoare rotative) și aparatele cu contact sunt tot mai mult înlocuite cu amplificatoare magnetice, dispozitive semiconductoare și mașini fără colector / S7, T5/.

Se recomandă chiar /S7/, ca în scopul asigurării comenzii cât mai ușoare a puterii, adică a turației și injectiei după caracteristica puterii optime, în locul regulatorului mecanic sau hidromecanic al motorului diesel să se utilizeze regulatoare electrice sau electrohidraulice, la care se simplifică introducerea semnalelor auxiliare de comandă. Se recomandă de asemenea slăbirea continuă a câmpului motoarelor electrice de tracțiune, ceea ce elimină șocurile din circuitul de forță, reduce pericolul patinării, reduce dimensiunile generatorului, mărește randamentul transmisiei electrice și îmbunătățește utilizarea greutateii de aderență permițând mărirea tonajului remorcat cu 25...30%.

Utilizarea mai recentă a motoarelor electrice asincrone, mai simple și mai ușoare, are efect similar.

Specializarea elementelor de măsurare, de formare și amplificare a semnalelor de comandă și a elementelor de execuție, duce la creșterea performanțelor sistemelor de comandă și reglare.

1.2. Posibilitățile de reglare a grupului motor diesel-generator.

1.2.1. Sisteme de excitație a generatoarelor de tracțiune.

Reglarea generatorului de tracțiune pentru realizarea formei dorite a caracteristicii sale exterioare și a funcționării economice a motorului diesel, se asigură prin alegerea sistemului de excitație și a instalațiilor de reglare.

La generatoarele utilizate mai frecvent, excitația se realizează constructiv cu:

- o singură înfășurare independentă;
- două înfășurări (independentă și serie anticompund);
- trei înfășurări (independentă, paralelă și serie anticompund).

Generatoarele cu o singură excitație pot fi cele de curent alternativ (generatoare sincrone), respectiv cele de curent continuu în cazul utilizării excitatricelor cu mai multe înfășurări, a amplificatoarelor magnetice sau electronice.

Generatoarele cu două sau cu trei înfășurări sunt întotdeauna de curent continuu.

Sistemele de excitație ale generatoarelor care nu folosesc elemente speciale de comparație, iar reglarea are loc numai în circuit deschis, datorită acțiunilor perturbatoare (de exemplu datorită curentului de sarcină), se numesc sisteme autoreglatoare.

Dacă reglarea sistemului de excitație se desfășoară sub acțiunea abaterii mărimii reglate față de o valoare prescrisă, abatere stabilită cu ajutorul unui comparator, reglarea având loc în circuit închis, avem un sistem de excitație cu reglare automată (SRA). Caracteristic pentru aceste sisteme este existența unei reacții inverse stabilită cu ajutorul unui element de măsurare. Abaterea mărimii reglate comandă o acțiune de reglare, independent de acțiunea perturbatoare care a produs-o.

Pentru reglarea fluxului generatorului uneori se folosesc atât efectele autoregatoare ale unor perturbații, cât și reglatoare automate. În aceste cazuri avem sisteme de excitație cu reglare mixtă /T5/.

1.2.2. Sisteme de excitație cu autoreglare.

Condițiile impuse transmisiei electrice ca: utilizarea integrală a puterii disponibile a motorului diesel, asigurarea funcționării economice și stabile, respectiv limitarea tensiunii și a curentului de sarcină, în cazul sistemelor de excitație cu autoreglare se realizează prin alegerea corespunzătoare a excitației generatorului sau excitatricei.

Astfel, utilizarea înfășurării serie anticompund asigură reducerea fluxului generatorului la creșterea curentului de sarcină, precum și limitarea acestui curent, iar alimentarea unei înfășurări de excitație de la bornele generatorului asigură creșterea fluxului la creșterea turăției.

Soluțiile mai des utilizate pentru autoreglare sunt:

- generatoare sau excitatrice cu două sau trei înfășurări, care realizează caracteristici $U_g(I_g)$ numai de formă concavă;
- excitatrice cu poli divizați, cu care se obțin caracteristici hiperbolice.

Excitatricele utilizate sunt de curent continuu.

Avantajele sistemelor autoregatoare sunt simplitatea schemei și siguranța funcționării /B6, P5, P6, S9, Z1, Z3, T5/.

1.2.2.1. Generatorul cu trei înfășurări.

Schema de principiu și forma caracteristicilor $U_g(I_g)$ este reprezentată în figura 1-8. Cu notațiile din figură, fluxul magnetic al generatorului se poate exprima cu relația /Z1, Z3, P6/:

$$\phi_g = \frac{\lambda_g(N_i I_i - N'_s I_g)}{1 - \frac{\lambda_g K_g N_p}{R_p} n_g}, \quad (1.17)$$

unde R_p este rezistența circuitului de excitație în paralel,

N'_s - numărul de spire echivalente în serie.

Din relația (1.17) rezultă că generatorul cu trei înfășurări îndeplinește condiția de autoreglare, deoarece fluxul magnetic scade cu creșterea curentului și crește odată cu creșterea turăției.

La circuit magnetic nesaturat fluxul magnetic variază liniar cu curentul de sarcină, dar la o saturație normală funcția $\phi_g(I_g)$, respectiv $U_g(I_g)$ la $n_g = \text{const.}$ devine concavă (fig. 1-8b). Saturația circuitului magnetic conducând la îndepărtarea caracteristicii $U_g(I_g)$ de forma hiperbolică, se impune ca

generatoarele cu trei înfășurări să se construească cu circuit magnetic slab saturat, cu toate că prin aceasta cresc dimensiunile și greutatea generatorului.

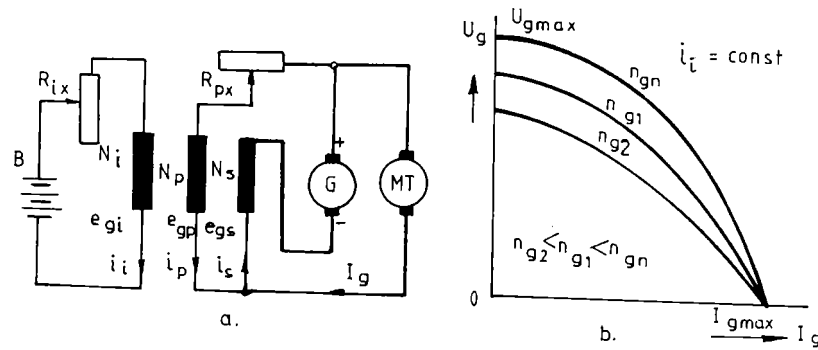


Fig. 1-8 Generatorul cu trei înfășurări: a. schema electrică, b. caracteristica;
G-generatorul principal, MT-motor de tracțiune, B-bateria de acumuloare,
 e_{gi} , e_{gp} , e_{gs} -înfășurările de excitație independentă, paralelă și serie anticompunder,
 N_i , N_p , N_s -numere de spire, i_i , i_p , i_s -curenți de excitație, R_{xi} , R_{xp} -rezistențe de reglaj.

Variația fluxului magnetic cu turația generatorului este mai puternică la turații apropiate de cea nominală, ceea ce este avantajos atât din punctul de vedere al funcționării cu economicitatea optimă cât și a utilizării puterii disponibile maxime a motorului diesel.

Panta curbilor $\phi_g(I_g)$, dar mai ales $\phi_g(n_g)$ la turații mari se poate măări prin alimentarea excitației independente de la o excitatrice, a cărei tensiune la borne este proporțională cu turația, dar utilizarea unei mașini auxiliare numai pentru excitație este dezavantajoasă /S9, Z1, Z2/.

Prezența a trei înfășurări de excitație complică întrucâtva construcția și mărește greutatea generatoarelor de tracțiune, dar aceasta nu produce greutăți deosebite nici la fabricație și nici la întreținere /M1/.

Printre calitățile sistemului de excitație cu trei înfășurări trebuie amintit faptul că asigură limitarea tensiunii maxime și a curentului maxim, deci protejează generatorul fără a necesita în acest scop instalații suplimentare. În același timp, la alegerea corespunzătoare a proporției solenațiilor, asigură o funcționare stabilă a grupului motor diesel-generator, cu abateri mici ale turației. Deoarece nu asigură utilizarea completă a puterii disponibile a motorului diesel, utilizarea acestui sistem de excitație fără o instalație de reglare automată suplimentară se recomandă numai la puteri mici.

1.2.2.2. Generatorul cu excitație independentă și excitatrice cu trei înfășurări.

Această soluție, cu schema electrică reprezentată în figura 1-9, s-a conceput în scopul reducerii dimensiunilor și a greutății generatorului principal și a măririi pantei funcției $\phi_g(n_g)$ la turații mari. Funcția de autoreglare a fost preluată de excitatrice, a cărei excitație anticompunder este legată în circuitul de sarcină, iar cea paralelă legată la bornele generatorului principal.

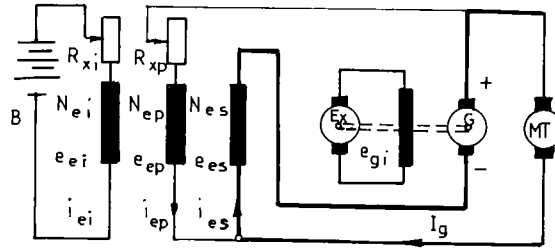


Fig. 1-9 Generator cu excitație independentă și excitatrice cu trei înfășurări: Ex-excitatricea, restul notațiilor similare cu cele din Fig. 1-8, cele cu indicele "e" se referă la excitatrice.

Fluxul magnetic al excitatricei, fără a lua în considerare reacția indusului excitatricei, cu notații similare cu cele de la generatorul cu trei înfășurări, dar cu indicele suplimentar "e" pentru parametrii excitatricei, se poate scrie:

$$\phi_e = \lambda_e (N_{ei} i_{ei} + \frac{N_{ep}}{R_{ep}} K_g \phi_g n_g - N'_{es} I_g) , \quad (1.18)$$

Notând cu R_i rezistența totală a circuitului indusului excitatricei, fluxul magnetic al generatorului devine:

$$\phi_g = \lambda_g \left(\frac{N_i}{R_i} K_e \phi_e n_g - K_r I_g \right) , \quad (1.19)$$

unde K_r este coeficientul reacției indusului.

Din reacțiile (1.18) și (1.19) rezultă că:

$$\phi_g = \lambda_g \frac{\frac{N_i}{R_i} K_e \lambda_e N_{ei} i_{ei} n_g - \left(\frac{N_i}{R_i} K_e \lambda_e N'_{es} n_g - K_r \right) I_g}{1 - \lambda_g \frac{N_i}{R_i} K_e \lambda_e \frac{N_{ep}}{R_{ep}} K_g n_g^2} \quad (1.20)$$

Dacă circuitul magnetic, atât al generatorului cât și al excitatricei este nesaturat ($\lambda_g = \text{const}$; $\lambda_e = \text{const}$), funcția $\phi_g(n_g)$ are panta mai mare decât în cazul generatorului cu trei înfășurări, ceea ce este avantajos, dar nici acum nu se asigură funcționarea la putere constantă, caracteristica $U_g(I_g)$ fiind tot concavă.

1.2.2.3. Generator cu excitație independentă și excitatrice cu poli divizați.

Această soluție face parte din grupa sistemelor de excitație pentru realizarea unor caracteristici $U_g(I_g)$ de formă hiperbolică, ceea ce asigură o utilizare mai bună a puterii disponibile a motorului diesel. Se utilizează pe unele locomotive din FSI, SUA și Belgia /P5, P6, S9, Z1, Z3/.

Excitatricea poate fi cu poli divizați longitudinal sau transversal. Esențial este faptul că excitatricea are atât poli nesaturați cu excitație independentă și eventual serie, cât și poli saturați cu o înfășurare independentă, sau în paralel, combinată cu una serie anticompund. Fluxurile date de cele două tipuri de poli se însumează, iar într-un anumit domeniu de variație a curentului de sarcină caracteristica $U_g(I_g)$ are caracter hiperbolic. Formă similară are și caracteristica $U_g(I_g)$.

Sistemul limitează tensiunea maximă, dar nu și curentul maxim al generatorului principal.

1.2.2.4. Concluzii privind utilizarea sistemelor autoreglatoare.

Funcționarea în comun a motorului diesel cu generatorul de tracțiune având sistemul de excitație cu autoreglare, este rezultatul combinării autoreglării cu reglarea în sistem deschis după o perturbare și anume după curentul de sarcină. Autoreglarea grupului MDG este de fapt proprietatea de a se restabili egalitatea momentului motorului diesel și al generatorului pe seama variației turației și se realizează prin alegerea corespunzătoare a parametrilor sistemului de excitație.

Din cauza histerezei și a încălzirii înfășurărilor generatorului sau ale excitatricei, legătura dintre curentul de sarcină și fluxul magnetic nu este univocă. La rândul său, la o anumită turație și o anumită poziție a organului de comandă a pompei de injecție, puterea disponibilă a motorului diesel depinde încă de condițiile climatice, consumul instalațiilor auxiliare, starea instalației de injecție și altele. Ca urmare, chiar dacă în regimul de reglaj generatorul preia integral puterea disponibilă a motorului diesel la turația și injecția nominală, la apariția abaterilor de exploatare puterea motorului diesel se utilizează numai parțial. Neutilizarea puterii disponibile este mai pronunțată la generatoarele cu caracteristică concavă și mai redusă la cele cu caracteristică hiperbolică.

Sistemele autoreglatoare uneori sunt prevăzute cu reacții inverse după unele abateri de exploatare, dar și în acest caz rămân sisteme parametrice /Z3/.

Regulatorul motorului diesel intră în acțiune numai când puterea cerută de generator este mai mică decât puterea motorului diesel și menține constantă turația grupului MDG modificând injecția, iar la sarcina totală devine inactiv. Schema bloc a unui sistem de reglare a generatorului în circuit deschis, după perturbația principală care este rezistența la înaintare a trenului R_t , respectiv curentul de sarcină a generatorului, este reprezentată în figura 1-10, unde s-au indicat toți parametrii prin care interacționează elementele sistemului.

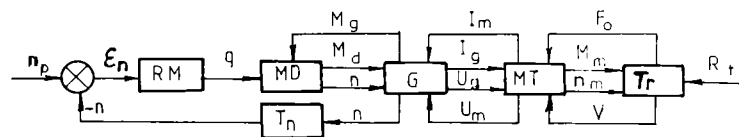


Fig. 1-10 Schema bloc a sistemului de excitație cu autoreglare.

Având în vedere că sistemele de excitație cu autoreglare prezentate nu asigură utilizarea integrală a puterii disponibile a motorului diesel și nici funcționarea economică la puteri parțiale, ele se utilizează ca atare numai la puteri mici, iar la puteri mari este necesară completarea lor cu sisteme de reglare automată suplimentară /K5, P5, S9, T9, Z1, Z3, V3, T5/.

La asemenea sisteme combinate fluxul magnetic al generatorului se modifică atât sub acțiunea sistemului autoreglator, cât și a celui de reglare automată. Indiferent de ponderea celor două acțiuni de reglare, gradul de utilizare a puterii disponibile momentane a motorului diesel, economicitatea funcționării acestuia și caracterul procesului de reglare sunt determinate și în acest caz de principiul de funcționare al regulatorului generatorului și de caracteristicile acestuia.

1.2.3. Sisteme de excitație cu reglare automată.

1.2.3.1. Condiții generale de funcționare.

Caracteristic pentru aceste sisteme este existența unui regulator al generatorului care măsoară valoarea mărimii de reglat și o menține egală cu o valoare prescrisă, variind în acest scop curentul de excitație. Erorile sistemului de reglare automată depind mult de precizia elementului de măsurare.

Instalația de forță a locomotivei este de fapt sub controlul unui sistem automat ce se compune din sistemul de comandă și cel de reglare, sisteme de obicei interconectate și care adaptează regimul de funcționare al grupului MDG la condițiile de exploatare.

Sistemul de comandă, care este un sistem automat în circuit deschis, impune condițiile de funcționare a instalației de forță, adică realizează prescrierea valorii mărimilor reglate, valori pe care sistemul de reglare trebuie să le mențină constante.

În cazul locomotivelor diesel-electrice sistemul de comandă poate prescrie, după caz, turația sau puterea grupului MDG, injecția motorului diesel, viteza sau forța de tracțiune a locomotivei, etc. Tot sistemul de comandă realizează pornirea sau oprirea motorului termic, pornirea și oprirea instalațiilor auxiliare / B6, P5, P6, S7, Z1, Z3, T5/.

Sarcina menținerii regimului impus de sistemul de comandă, revine sistemului de reglare a instalației de forță care se compune din: regulatorul motorului diesel, regulatorul generatorului și regulatorul motoarelor electrice de tracțiune. Organele de măsurare sau de execuție ale acestor regulatoare pot fi separate, sau interconectate, ceea ce are o influență hotărâtoare asupra caracterului sistemului de reglare /Z1, Z3/.

O problemă deosebit de importantă este alegerea parametrilor de reglat. Menținerea la o valoare constantă a puterii la obadă, a puterii generatorului, a puterii disponibile sau a puterii efective a motorului diesel conduce la neutilizarea puterii disponibile momentane, la reducerea economicității funcționării, sau la supraîncărcarea motorului diesel, ori de câte ori se produc abateri de exploatare (vezi paragrafele 1.1.2. și 1.1.3.3.). Rezultă deci că nu se recomandă utilizarea unui sistem de reglare automată care menține constantă puterea.

Sistemele care reglează instalația de forță pentru a menține constantă viteza trenului, produc în continuu modificarea puterii motorului diesel în funcție de rezistența la înaintare. În aceste condiții nu se utilizează integral puterea motorului diesel și nu se poate asigura funcționarea economică /*** 1, Z3/.

Din cele arătate rezultă că pentru a asigura condiții optime de funcționare a motorului diesel, se recomandă prescrierea turației și a injecției. În acest caz, puterea efectivă produsă depinde de condițiile de exploatare, iar sistemul de reglare automată a generatorului trebuie să urmărească regimul de funcționare al motorului diesel și să corecteze în permanență sarcina în așa fel ca să se utilizeze integral puterea disponibilă momentană a motorului diesel. De fapt s-au dezvoltat, s-au generalizat și pot fi considerate moderne acele sisteme de reglare automată care reglează excitația generatorului în funcție de regimul de funcționare al motorului diesel / B6, M1, T9, T5 /.

Schema bloc a unui asemenea sistem, la care regulatorul RM al motorului diesel MD menține constantă turația prin reglarea injecției la eroarea de turație ε_n , iar regulatorul RG al generatorului G

menține constantă injecția prin reglarea curentului de excitație I_e la eroarea de injecție ε_q , este reprezentată în figura 1-11. Elementul de prescriere EP asigură realizarea valorilor de referință (prescriere) n_p și q_p , iar traductorul de turație T_n , indică valoarea reală a turației. Sistemul asigură o precizie statică ridicată, dar durata proceselor tranzitorii, precum și suprareglarea sunt destul de mari. Acest neajuns se poate elimina prin utilizarea, pe lângă reglarea la eroare de turație și injecție, a reglării după principalele perturbații, cu condiția ca prin aceasta să nu se complice prea mult instalația de reglare. Astfel crește viteza de acțiune, excitația generatorului fiind modificată chiar înainte ca turația să se modifice simțitor.

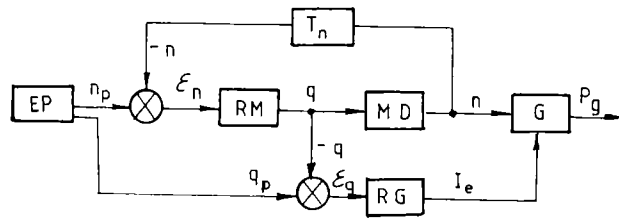


Fig. 1-11 Schema bloc a sistemului de reglare automată al excitației după regimul de funcționare a motorului diesel.

Limitarea curentului se poate obține cu ajutorul sistemului de reglare automată a forței de tracțiune la pornire. Limitarea tensiunii este necesară numai când se apropie de valoarea maximă admisă pentru instalația electrică /B6, P5/. Aceste limitări duc la abaterea regimului de funcționare al motorului termic față de cel optim și este de dorit ca aceste abateri să fie minime sau de scurtă durată /B6/.

Sistemul de reglare automată îmbunătățește utilizarea puterii motorului și economicitatea funcționării, dar complică schema electrică, îngreunează reglajul, cere calificare mai mare pentru întreținere și reduce stabilitatea față de sistemele autoreglatoare, fiind necesare elemente de stabilizare.

1.2.3.2. Clasificarea sistemelor de reglare automată (SRA).

Sistemele de reglare automată utilizate pe locomotivele diesel-electrice se caracterizează printr-o mare varietate după funcțiile îndeplinite, construcție, mărimi măsurate sau reglate, mărimi de reglare, etc. Pot fi utilizate pentru reglarea motorului diesel, a generatorului principal, sau a motoarelor electrice de tracțiune, cu scopul de a asigura: utilizarea integrală a puterii disponibile a motorului diesel și funcționarea economică a acestuia, reglarea forței de tracțiune la demeraj, reglarea vitezei de mers, limitarea curentului și a tensiunii generatorului, sau o combinație a acestora.

În funcție de scopul utilizării și a instalației asupra căreia acționează SRA, există o mare varietate a mărimilor reglate, a parametrilor de reglare, a perturbațiilor și a construcției elementelor de măsurare și de execuție. Parametrii de reglare sunt în general: injecția la motorul diesel și fluxul magnetic (curentul de excitație) la generator sau la motoarele de tracțiune.

Se utilizează și SRA după acțiunile perturbatoare asupra instalației de forță. Cea mai importantă acțiune perturbatoare este variația rezistenței la înaintare a trenului și produce abaterea curentului

În cazul folosirii sistemelor de reglare automată, fără autoreglare, limitarea curentului de sarcină și a tensiunii generatorului se realizează prin structura sistemului de reglare.

Limitarea curentului se poate obține cu ajutorul sistemului de reglare automată a forței de

motoarelor electrice de tracțiune și a generatorului. Modificarea poziției controlerului de comandă, cuplarea sau decuplarea unor instalații auxiliare, întreruperea injecției la un cilindru constituie de asemenea perturbații care produc brusc procese tranzitorii. Variația rezistenței înfășurărilor mașinilor electrice ca urmare a încălzirii, respectiv variația parametrilor de microclimă, sunt acțiuni perturbatoare lente și nu produc procese tranzitorii puternice.

Elementele de măsurare și cele de execuție ale SRA ale motorului diesel, generatorului și motoarelor electrice de tracțiune pot fi comune sau separate, ceea ce are o mare influență asupra structurii și a modului de funcționare.

Datorită diversității SRA utilizate pe locomotivele diesel-electrice, stabilirea unor criterii de clasificare ce cuprind atât particularitățile cât și proprietățile comune ale acestora este greu de realizat /B6, P5, Z3, T5/. Pentru evidențierea proprietăților de bază și pentru compararea SRA este totuși necesară o clasificare după criteriile care determină funcționarea lor. Eficiența clasificării depinde însă de claritatea și precizia criteriilor admise /C2, Z1/.

În literatura de specialitate /B6, Z1, Z6/ se menționează o serie de criterii de clasificare ca:

- legarea reacțiilor inverse (rigide, elastice);
- caracteristica regulatorului (statică, astatică);
- caracteristici constructive (cu mașini, aparate, sau combinate),

care deși juste în principiu, nu sunt utile deoarece nu reflectă caracterul funcționării în ansamblu al sistemului de reglare, nu precizează modul de comportare al regulatorului generatorului la funcționarea în comun cu celelalte instalații.

Sunt considerate mai utile următoarele criterii de clasificare:

- caracterul circuitului de reglare;
- caracterul legăturii dintre regulatorul motorului diesel și al generatorului;
- natura abaterii care comandă regulatorul generatorului.

După caracterul circuitului de reglare se deosebesc / B6, K5, P5, Z1, Z3 /:

- sisteme de reglare în circuit deschis;
- sisteme de reglare în circuit închis;
- sisteme mixte.

La sistemele de reglare în circuit deschis, sau după perturbație, nu se realizează o comparare a rezultatului reglării cu o valoare impusă, ci semnalul pentru reglare depinde de mărimea perturbației după o lege prestabilită. Se pot utiliza numai pentru instalații cu proprietăți de autoreglare. Din această categorie fac parte sistemele de reglare după curentul de sarcină, după temperatura înfășurărilor generatorului, etc. Aceste sisteme sunt relativ simple, măresc stabilitatea funcționării instalației de forță, dar nu asigură utilizarea integrală a puterii motorului diesel și funcționarea cu economicitate optimă. Mulți autori numesc această categorie de sisteme de reglare chiar sisteme autoreglatoare, în schimb alții /K5, Z6/ consideră că proprietățile de autoreglare ale grupului MDG nu depind de faptul că reglarea se realizează după curentul de sarcină sau nu.

Sistemele de reglare în circuit închis, sau sistemele de reglare automată propriuzisă, au un element comparator, procesul de reglare este declanșat de abaterea valorii reale față de cea prescrisă a mărimii reglate și continuă până la diminuarea sau chiar eliminarea abaterii. Aceste sisteme asigură atât

utilizarea integrală a puterii motorului diesel cât și funcționarea economică, în schimb reduc stabilitatea dinamică, sunt mai complexe și mai pretențioase în exploatare.

Sistemele mixte sunt de fapt combinații dintre sistemele de reglare după perturbație și cele după abaterca mărimii reglate. În acest caz sistemul automat este un sistem de reglare suplimentară, servind pentru asigurarea utilizării integrale a puterii disponibile a motorului diesel și realizarea funcționării cu economicitate optimă, fiind și de o putere mai mică față de cazul când constituie singurul sistem de

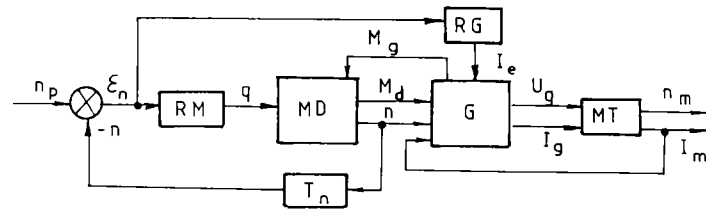


Fig. 1-12 Schema bloc a sistemului mixt de reglare.

reglare. Schema bloc a unui astfel de sistem este reprezentată în figura 1-12, unde mărimea reglată este turația, atât pentru RM cât și pentru RG. Reglarea în circuit deschis după curentul de sarcină al

motoarelor electrice de tracțiune preia cea mai mare parte a sarcinii de reglare.

După caracterul legăturii dintre regulatorul motorului diesel și al generatorului se deosebesc /P5, S9, Z1, Z6/:

- sisteme de reglare separată a generatorului;
- sisteme de reglare în cascadă;
- sisteme de reglare unificate.

Caracterul acestei legături are o mare influență asupra procesului de reglare al generatorului. În toate cazurile mărimea reglată de către regulatorul motorului diesel este turația.

La sistemele de reglare separată, RM nu este legat constructiv sau cinematic cu RG. Mărimea reglată de RG poate fi turația, puterea, tensiunea sau curentul de sarcină, mărimea de reglare fiind fluxul generatorului. Dacă se cere ca motorul diesel să funcționeze la toate turațiile după caracteristica puterii optime, este necesar ca simultan cu modificarea reglajului RM să se modifice și reglajul RG, ceea ce complică sistemul de comandă-reglare. Uneori RG funcționează numai la turația nominală și se

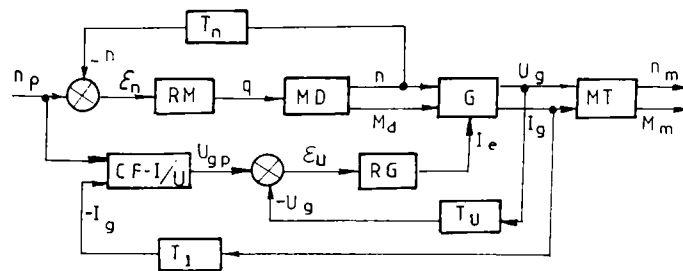


Fig. 1-13 Schema bloc a sistemului de reglare a tensiunii generatorului.

deconectează la turații mai mici, unde utilizarea integrală a puterii disponibile are importanță mai mică. În acest caz sistemul energetic trebuie să posede proprietăți de autoreglare /S6, Z1/.

Dacă se reglează tensiunea

generatorului, un element al sistemului de reglare compară tensiunea și curentul generatorului cu o caracteristică impusă și la abatere modifică excitația. Schema bloc a unui asemenea sistem este reprezentată în figura 1-13. Șablonul caracteristicii $U_{gp}(I_g)$, apropiat de caracteristica limită, este realizat de convertorul funcțional CF-I/U. Dacă regulatorul trebuie să funcționeze și la turații mai mici decât cea nominală, caracteristica șablon trebuie să fie și funcție de turația comandată și sistemul conține multe circuite de comutare. Mărimea reglată poate fi și puterea, când un traductor măsoară puterea reală a generatorului și o compară cu cea impusă. Dezavantajul ambelor variante este că nu poate asigura utilizarea puterii disponibile mai mari decât cea de reglaj, surplusul eliminându-se prin reducerea injecției. Invers, dacă puterea disponibilă scade sub cea de reglaj, motorul diesel se supraîncăcă.

Utilizarea deplină a puterii disponibile se poate asigura dacă, la o injecție constantă, regulatorul generatorului reglează turația prin modificarea fluxului magnetic al generatorului / P5, Z1/. Regulatorul motorului diesel, care posedă un limitator de injecție, intră în funcțiune și reduce injecția numai când, la excitația maximă, generatorul nu poate prelua puterea disponibilă a motorului, deci în regim de sarcină limitată. Separarea zonelor de funcționare a celor două regulatoare are loc numai pe caracteristica limitată. La puteri parțiale, concordanta funcționării celor două regulatoare depinde de caracteristicile sistemului real de reglare. La limitarea curentului de pornire trebuie să lucreze simultan ambele regulatoare. Reglajul dificil al funcționării corecte a celor două regulatoare este un dezavantaj important, fapt pentru care asemenea SRA se utilizează mai rar.

Sistemele de reglare în cascadă se caracterizează prin faptul că RM este legat cinematic de RG, dar acestea funcționează totuși ca două regulatoare separate. Mărimea măsurată de RG este poziția elementului de execuție al RM, deplasarea acestuia peste poziția corespunzătoare injecției nominale dă semnalul de comandă pentru intrarea în funcțiune a RG și micșorarea fluxului magnetic al generatorului, până ce se restabilește injecția nominală /P5, S9, Z1/. În unele lucrări de specialitate / B6, C2, Z3/ sistemele de reglare în cascadă sunt incluse în categoria sistemelor unificate, cu toate că legătura dintre cele două regulatoare determină numai ordinea intrării în funcțiune. Procesul de reglare începe cu abaterea turației de la valoarea comandată datorită modificării sarcinii, sau a modificării comenzii RM. Ca urmare RM, prin elementul său de execuție, modifică injecția sau excitația generatorului sau ambele în același timp. Și la aceste sisteme este necesară coordonarea acțiunii celor două regulatoare, prin reglajul lor foarte pretențios.

Schema structurală a unui sistem de reglare în cascadă este reprezentată în figura 1-14.

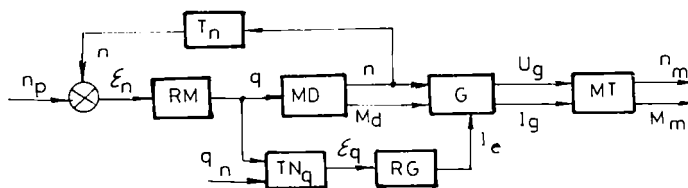


Fig. 1-14 Schema bloc a sistemului de reglare în cascadă.

Traductorul nelinier al injecției TN_q sesizează abaterea injecției de la valoarea sa nominală q_n și prin eroarea de injecție $\varepsilon_q = q_n - q$ acționează asupra RG. Sistemul asigură

utilizarea integrală a puterii motorului diesel, dar nu permite reglarea economică, menținând, la orice

turație, injecția nominală.

La sistemele de reglare unificate reglarea motorului diesel și a generatorului se realizează printr-un regulator comun, al cărui element de execuție servește atât pentru modificarea injecției, cât și a fluxului magnetic. La creșterea sarcinii crește mai întâi injecția, iar apoi se micșorează fluxul generatorului. La scăderea sarcinii mărimile de reglare variază invers, dar în aceeași ordine / P5, S9, Z1/.

Sistemele de reglare complexe, moderne, în majoritatea cazurilor fac parte din această categorie.

Schema bloc a unui sistem de reglare unificat este reprezentată pe figura 1-15. Regulatorul unificat RMG reglează atât motorul diesel cât și generatorul prin injecție, respectiv prin curentul de excitație.

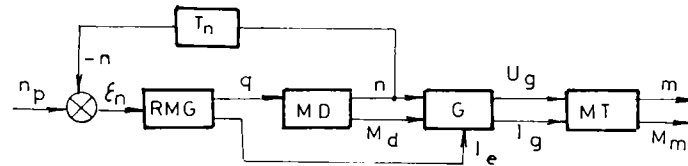


Fig. 1-15 Schema bloc a sistemului de reglare unificat.

condițiile actuale, când se construiește o mare varietate de sisteme de reglare complexe, majoritatea lor fiind unificate, a devenit prea generală.

De aceea în /C2/ se propune un

nou criteriu de clasificare, după natura abaterii care, în regim de sarcină normală, declanșează procesul de reglare al generatorului. Acest criteriu este apoi utilizat și în / P5, P6/.

După acest criteriu deosebim SRA care reglează generatorul la:

- eroare de turație;
- eroare de injecție;
- eroare de putere a generatorului de tracțiune;
- combinație de erori.

La SRA cu reglare la eroare de turație, regulatorul generatorului este comandat direct de eroarea de turație. Elementele de măsurare sunt comune, sau separate, iar regulatoarele pot fi separate, sau legate între ele. Schema bloc a sistemului de reglare a generatorului la eroarea de turație este identică cu cea din figura 1-12 când RM și RG sunt distincte, sau cu cea din figura 1-15 când cele două regulatoare sunt unificate.

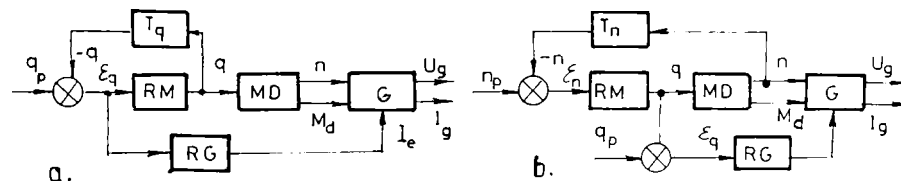


Fig. 1-16 Schema bloc a sistemului de reglare la eroare de injecție.

La SRA cu reglare la eroare de injecție, regulatorul generatorului este comandat de diferența dintre injecția prescrisă și cea reală. Aceste sisteme permit menținerea atât a injecției nominale, cât și a valorilor prescrise după caracteristica corespunzătoare economicității optime dacă motorul diesel se reglează după eroare de turație. Pe schema bloc reprezentată în figura 1-16, în varianta a) atât RG cât și RM au semnalul de intrare $\varepsilon_q = q_p - q$, iar în varianta b) motorul diesel se reglează la eroare de turație, ceea ce permite atât utilizarea completă a puterii disponibile momentane, cât și funcționarea după caracteristica puterii optime, fiind folosită la multe construcții.

La SRA cu reglare la eroare de putere a generatorului, regulatorul generatorului este comandat de semnalul corespunzător diferenței dintre puterea prescrisă și cea reală măsurată la bornele generatorului. Schema bloc a unui asemenea sistem de reglare este reprezentată în figura 1-17.

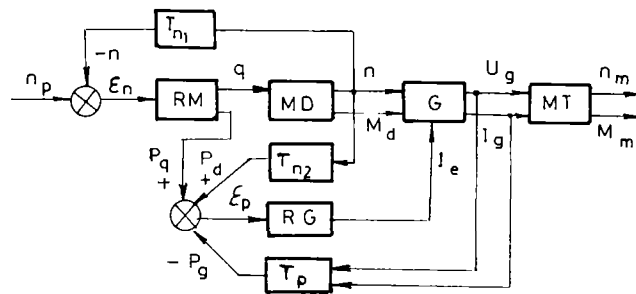


Fig. 1-17 Schema bloc a sistemului de reglare la eroare de putere.

La o anumită turație comandată (n_p), semnalul puterii prescrise se formează prin însumarea semnalelor proporționale cu injecția (P_q) și cu turația (P_d), ultimul fiind dat de tahogeneratorul T_{n2} .

Sistemul nu compensează influența abaterilor de exploatare și deci nu asigură utilizarea

integrală a puterii disponibile momentane a motorului diesel, iar injecția se abate de la valoarea optimă.

SRA cu reglarea generatorului după mai multe mărimi de reglare sunt sisteme complexe, create pentru ca pe lângă utilizarea completă a puterii motorului diesel și asigurarea funcționării economice în regim stabilizat, să se mărească viteza de reglare, deci să se reducă durata regimurilor tranzitorii, ceea ce conduce la creșterea randamentului instalației. Acest scop se atinge, dacă pe lângă reglarea la eroare de turație și injecție se utilizează și reglarea după perturbații (de ex. curentul de sarcină).

Din analiza schemelor de principiu a sistemelor de reglare automată a grupului MDG, a posibilităților oferite de diferitele tipuri de sisteme de reglare, rezultă că:

- sistemele de reglare după curentul de sarcină sau puterea utilă a generatorului principal sunt relativ simple, cu acțiune rapidă și funcționare stabilă, dar nu asigură utilizarea completă a puterii disponibile a motorului diesel și în general nici funcționarea cu economicitate optimă;
- sistemele de reglare numai la eroare de turație sau de injecție, atât a motorului diesel cât și a generatorului, au dezavantajul că nu permit utilizarea integrală a puterii și au inerție mare;
- sistemele cu reglarea motorului diesel la eroare de turație, iar a generatorului la eroare de injecție, asigură atât utilizarea puterii disponibile momentane a motorului diesel, cât și funcționarea acestuia cu economicitatea optimă, dar durata procesului tranzitoriu este relativ mare;
- cele mai bune sisteme de reglare se obțin prin combinarea reglării după acțiunile perturbatoare, cu aceea după eroare de turație și injecție. În acest caz regulatorul acționează rapid la apariția principalelor

perturbații, reducând valoarea abaterii $\Delta M = |M_d - M_g|$, iar elementul de reglare după eroarea de turație și de injecție asigură o reglare suplimentară pentru utilizarea integrală a puterii disponibile momentane a motorului diesel și restabilirea regimului de funcționare economică. Utilizând elemente funcționale specializate, cu dispozitive semiconductoare, aceste sisteme complexe se pot realiza azi fără dificultăți deosebite /T5/.

Pentru realizarea limitării curentului și a tensiunii generatorului, în SRA în funcție de abaterea mărimii reglate, se utilizează blocuri neliniare sau convertoare funcționale. Valoarea ridicată a coeficientului de amplificare a acestor blocuri uneori provoacă oscilații în sistemul de reglare, care se pot evita prin folosirea convertoarelor funcționale reglabile, sau a unor elemente suplimentare de stabilizare.

1.3. Analiza sistemelor de reglare realizate.

1.3.1. Obiectivele analizei.

Sistemele de reglare automată, folosite în prezent pe locomotivele diesel-electrice, sunt de o mare varietate constructivă. Dacă în ceea ce privește regulatorul motorului diesel diferențele sunt mai puțin pronunțate, în schimb regulatoarele generatoarelor de tracțiune diferă foarte mult, atât ca principiu de funcționare, cât și constructiv, prin toate elementele lor, de la cele de măsurare și până la cele de execuție.

Printre elementele care concură la reglarea curentului de excitație, să găsim atât elemente cu contact mecanic mobil, cât și fără contact, acestea din urmă având în componență amplificatoare magnetice, tranzistoare sau tiristoare.

La analiza acestor SRA se urmărește modul în care satisfac condițiile indicate la punctul 1.1.4. și în special:

- asigurarea utilizării puterii disponibile momentane a motorului diesel;
- asigurarea funcționării motorului diesel după caracteristica puterii optime;
- asigurarea stabilității funcționării în exploatare a întregului grup energetic;
- garantarea funcționării fără defecțiuni pe timp îndelungat.

Se vor prezenta cele mai semnificative sisteme folosite la noi în țară și pe plan mondial, evidențind atât calitățile cât și dezavantajele acestora.

1.3.2. Sisteme de reglare cu contact mecanic mobil.

Aceste sisteme funcționează pe locomotivele care sunt de multă vreme în exploatare, totuși unele construcții îndeplinesc în mod satisfăcător majoritatea cerințelor impuse și prin înlocuirea unor elemente pot fi modernizate.

1.3.2.1. Sistemul de reglare Brown-Boveri.

Este un sistem de reglare separată a generatorului, după eroare de putere, schema și descrierea funcționării fiind prezentată în /S9, Z1/. Prezintă deci atât dezavantajele sistemului de reglare separată, cât și a reglării după puterea debitată de generator: acordarea dificilă a RM cu RG, neutilizarea puterii disponibile momentane a motorului diesel, abaterea regimurilor de funcționare față de cele optime. Având două rezistențe de reglare cu contact alunecător, cere o întreținere atentă, fiabilitatea fiind redusă. Cercetările au arătat /S9/ că adesea apar oscilații neamortizate în jurul poziției de echilibru. Stabilitatea funcționării este condiționată de existența statismului și a unei valori minime a insensibilității releului de putere.

Pentru a evita supraîncărcarea motorului diesel în regim de turație nominală, releul de putere trebuie reglat în așa fel ca utilizarea puterii disponibile maxime să se asigure numai în condițiile de exploatare cele mai nefavorabile. Datorită dezavantajelor sale, la locomotivele moderne nu se mai utilizează.

1.3.2.2. Sistemul de reglare Westinghouse cu regulator hidraulic și coloană de cărbune.

Utilizat atât pentru locomotivele de manevră cât și pentru trenuri (în special locomotivele D^B), acest sistem reglează curentul de excitație independentă a excitatricei cu poli divizați transversal, asigurând o mai bună utilizare a puterii disponibile maxime a motorului diesel. Regulatorul generatorului funcționând numai la depășirea injecției nominale, este un sistem de reglare în cascadă /B6, P6, S9, Z1, Z2 /.

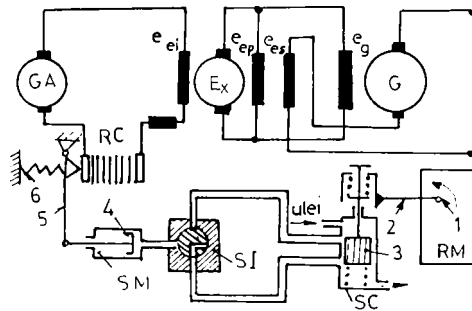


Fig. 1-18 Schema simplificată a sistemului de reglare Westinghouse.

Schema simplificată a regulatorului este reprezentată în figura 1-18. Regulatorul de turație hidromecanic izodrom RM al motorului diesel, prin axul 1 acționează asupra cremalierii pompei de injecție, iar prin pârghia 2 comandă și sertarul 3 care comandă intrarea în funcțiune a regulatorului generatorului, format din supapa rotativă de întârziere SI, servomotorul de acționare SM și contactul de cărbune RC conectat în circuitul de excitație independentă a excitatricei Ex. Reostatul RC este format din șaibe de cărbune, iar rezistența acestuia scade la comprimare. La injecția nominală sertarul 3 închide ambele orificii spre SI. La creșterea injecției peste valoarea nominală uleiul pătrunde în SM, care comprimă arcul 6 și micșorează curentul de excitație, iar la scăderea injecției efectul este invers. Poziția pârghiei 2 fiind independentă de a servomotorului SM, regulatorul este astatic, menținând constantă injecția și momentul motorului, cu o precizie determinată de insensibilitatea datorată jocurilor și frecărilor în articulații, a cursei moarte și a frecărilor sertarului 3. Stabilitatea funcționării este asigurată

de SI care micșorează viteza de acțiune a organului de execuție, deplasarea acestuia fiind de fapt intermitentă.

Din principiul de funcționare rezultă că limitatorul injecției este fixat la o injecție mai mare decât cea nominală, deci motorul diesel temporar se supraîncarcă. Ținând să mențină injecția nominală indiferent de valoare turației, la $n < n_n$ excitația va deveni maximă.

Dezavantajele sistemului sunt următoarele:

- nu asigură funcționarea motorului după caracteristica puterii optime;
- viteza de reglare este redusă, procesele tranzitorii durează 3...9 sec. (chiar și 15sec.) cu suprareglare puternică;
- la scăderea vâscozității uleiului apar oscilații și crește eroarea dinamică;
- fiabilitatea coloanei de cărbune este moderată.

1.3.2.3. Sistemul cu regulator unificat electrohidraulic.

Sistemul prezentat în figura 1-19, construit de firma General-Electric, se utilizează pe locomotivele diesel și cu turbine cu gaze din USA și CSI / B6, P6, T5, Z1, Z3 /.

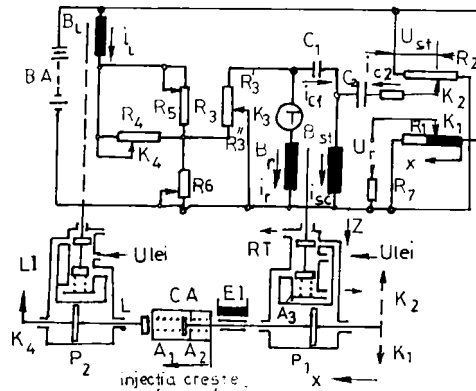


Fig. 1-19 Schema regulatorului unificat electrohidraulic.

Regulatorul reglează unificat, prin tija pistonului P_1 al servomotorului hidraulic al regulatorului de turație RT, care modifică atât injecția prin arcul A_1 și carcasa CA, cât și excitația prin cursorul K_1 . Sistemul de reglare acționează la eroarea de turație. Elementul de măsurare este tahogeneratorul T acționat de arborele motorului diesel. Bobina de reglare Br alimentată de T prin rezistența R_3 tinde să coboare tija servomotorului RT, comprimând arcul A_3 , comandând intrarea uleiului în servomotor și deplasarea pistonului P_1 . În regim staționar sertarul închide orificiile, iar prin Br trece curentul:

$$i_r = \frac{E_T}{R_3 \cdot R_r} = \frac{a_T n}{R_3 \cdot R_r} \quad (1.21)$$

unde E_T este t.e.m. a tahogeneratorului;

a_T - constantă (tahogenerator cu magneți permanenți);

R_r - rezistența bobinei Br și a indusului tahogeneratorului.

La sarcini mici ale motorului diesel P_1 se găsește în dreapta, K_1 este pe placa de contact, iar CA nu atinge limitatorul L, deci injecția este redusă, iar U_r și excitația au valoarea maximă. La creșterea sarcinii turația scade, la fel E_T și i_r , P_1 se mișcă spre stânga. La turația nominală, când CA atinge L injecția este cea nominală, iar K_1 este la trecerea dintre placa de contact și reostatul R_1 , excitația fiind încă maximă. Dacă suprasarcina persistă, P_1 și K_1 se deplasează în continuare spre stânga, excitația

scade la injecție constantă, deci avem o reglare în cascadă.

Deoarece turația stabilizată nu depinde de poziția ocupată de P_1 , regulatorul este astatic.

Comanda turației se face cu ajutorul cursorului K_3 , care modifică R'_3 , deci și turația la care sertarul va fi în echilibru. Pentru asigurarea funcționării stabile s-au prevăzut două reacții: bobina de stabilizare B_{st} și condensatoarele C_1 și C_2 . Când E_T variază, prin C_1 și B_{st} trece un curent proporțional cu ΔE_T , deci sertarul începe să se miște mai repede decât fără B_{st} (efect derivativ). Curentul prin C_2 apare datorită variației tensiunii U_{st} determinată de cursorul K_2 , constituind o reacție inversă de la elementul de execuție și reduce viteza procesului de reglare la sfârșit, mărindu-i stabilitatea.

Mecanismul de limitare al injecției L_1 intră în acțiune tot la comanda prin K_3 , când se modifică curentul prin bobina de limitare B_l , iar pistonul P_2 împreună cu L se deplasează, modificând injecția limită în concordanță cu turația comandată. Prin cursorul K_4 și rezistența R_4 se stabilește echilibrul sertarului L_1 . Prin reglajul rezistențelor R_5 și R_6 și alegerea corespunzătoare a variației R_4 cu deplasarea K_4 , se poate realiza o dependență $q(n)$ care să asigure funcționarea motorului diesel după caracteristica de economicitate optimă, iar la fiecare turație se asigură utilizarea deplină a puterii disponibile momentane a motorului diesel.

Din analiza dinamicii procesului de reglare / B6, S9, Z3, T5 / rezultă că ecuația de mișcare a sertarului în abateri relative se poate aduce la forma:

$$\ddot{x} + k\bar{n} + T_1 p \bar{n} + T_2 p \bar{x} \quad , \quad (1.22)$$

unde k este o constantă adimensională iar T_1 și T_2 constante de timp proporționale cu cele două capacități C_1 și C_2 . Rezultă că acțiunea fundamentală a regulatorului este aceea proporțională cu variația turației și duce la apariția suprareglării. Termenul $T_1 p \bar{n}$ proporțional cu accelerația grupului are valoare maximă la începutul reglării și scurtează durata procesului tranzitoriu, reducând eroarea dinamică. Termenul $T_2 p \bar{x}$ reprezintă legătura inversă elastică a organului de execuție P_1 (când $\bar{n} > 0$, avem $\bar{x} < 0$) și reduce viteza pistonului P_1 la sfârșitul reglării, mărindu stabilitatea.

Acest sistem de reglare satisface multe din condițiile impuse:

- asigură comanda comună și coordonată a grupului MDG, în condițiile funcționării MD cu economicitate optimă;
- asigură utilizarea completă a puterii disponibile momentane a MD, reglând excitația la eroare de turație, la injecție constantă;
- asigură limitarea curentului de pornire și a tensiunii maxime, folosind amplificatoare magnetice;
- conține reacții pentru reducerea suprareglării și mărirea stabilității.

Dezavantajele sistemului sunt legate de complexitatea construcției și de prezența a mai multor reostate și relee cu contact mecanic mobil, care cer o întreținere permanentă, se defectează ușor, deci au fiabilitate redusă.

1.3.2.4. Sisteme cu regulator combinat.

Utilizat pe locomotiva SNCFR 060-DA, sistemul Sulzer de comandă și reglare este combinat, cu autoreglarea realizată cu ajutorul generatorului cu trei înfășurări, iar pentru îmbunătățirea utilizării puterii disponibile a motorului diesel și asigurarea funcționării economice, autoreglarea s-a completat cu reglarea automată cu un regulator unificat. Construcția și funcționarea regulatorului sunt descrise detaliat în / P5, P6, Z1, Z3/. Reglarea motorului diesel are loc la eroare de turație iar a generatorului la eroare de injecție, după schema din figura 1-11.

Sistemul de comandă și reglare permite comanda valorilor prescrise ale turației și injecției, într-o concordanță bine definită, adică a puterii efective a motorului diesel și în același timp asigură reglarea turației și a injecției la valorile prescrise. RM are caracter static, posedând legătură inversă rigidă, dar datorită RG întregul ansamblu are caracter astatic. Valoarea reală a turației și injecției se abate de la cea prescrisă numai în timpul regimurilor tranzitorii, a căror durată nu depășește 3-5 secunde, nici la variația bruscă a sarcinii /K8/.

Sistemul Sulzer îndeplinește în mod corespunzător majoritatea condițiilor impuse sistemelor de comandă-reglare:

- permite comanda continuă a puterii MD, după caracteristica $P_{\text{cup}}(n)$ liniarizată după două segmente de dreaptă;
- asigură menținerea valorii constante a turației și injecției indiferent de natura perturbațiilor, deci permite utilizarea deplină a puterii disponibile momentane a MD, într-un domeniu destul de larg de variație a vitezei locomotivei;
- reglajul este relativ simplu, asigurând forma și poziția caracteristicii de putere, precum și stabilitatea funcționării;
- asigură comutarea automată a treptelor de slăbire a câmpului MT.
- protejează motorul diesel împotriva suprasarcinilor, a presiunii de supraalimentare insuficientă, a presiunii insuficiente și a temperaturii ridicate din circuitul de ungere și de răcire;
- eroarea statică a reglării este relativ redusă, sub 2%, iar durata proceselor tranzitorii acceptabilă.

Datorită complexității sale cu multe elemente în mișcare, fabricația și întreținerea trebuie să fie îngrijite. Sensibilitatea și stabilitatea reglării depinde de vâscozitatea uleiului, lățimea fantelor bușei de amortizare a sertarului de comandă a servomotorului regulatorului de câmp și de precizia de execuție a sertarelor servomotoarelor hidraulice. La mersul în gol și uneori la sarcini mici apar oscilații slab amortizate. Pentru mărirea sensibilității s-a încercat cu succes oscilarea mufei regulatorului centrifugal cu ajutorul unei came /K8/.

Cel mai important dezavantaj al sistemului se datorează contactului alunecător al regulatorului de câmp. În prima perioadă a fabricației a prezentat multe defecțiuni: străpungeri și arderea carcasei lamelelor colectoare (din durotenax) din cauza supraîncălzirii lamelelor (în special între pozițiile 0...11), străpungeri datorită prafului de cărbune depus între lamele și altele, încât la reparații generale a fost necesară schimbarea a (40 ... 50)% din carcase. Prin îmbunătățirea izolației și eliminarea cauzelor străpungerilor, numărul defecțiunilor s-a redus, dar și în prezent este necesară de multe ori schimbarea carcaselor sau a cablului melcat, chiar și la reviziile tehnice și reparațiile efectuate în depouri.

Sistemul de comandă și reglare tip Woodward utilizat pe mai multe locomotive diesel-electrice printre care și pe cele de 3000 CP și 4000 CP fabricate în țară, reglează MD la eroare de turație, iar G la eroare de injecție. Spre deosebire de sistemul Sulzer, regulatorul motorului are caracter astatic fiind cu legătură inversă elastică. Regulatorul de câmp cu contact alunecător este în baie de ulei și servește numai ca element de comandă a unui redresor trifazat tiristorizat, astfel eliminându-se principalul dezavantaj constatat la sistemul Sulzer, îndeplinindu-se însă toate condițiile enumerate la susnumitul sistem.

Sistemul are însă o construcție complicată, cu multe elemente în mișcare (chiar și buceșe rotative), ceea ce impune o prelucrare de înaltă precizie și un reglaj pretențios. Construcția și principiul de funcționare sunt descrise în / B4, B16, T5 /.

1.3.3. Sisteme de reglare fără contact, cu amplificator magnetic.

La sistemele de reglare de construcție mai recentă s-a urmărit, pe de o parte transferarea asupra SRA a funcției de autoreglare a generatorului sau a excitatricei cu trei înfășurări și utilizarea generatorului sau excitatricei cu excitație independentă, iar pe de altă parte eliminarea dispozitivelor de reglare reostatică cu contact alunecător și înlocuirea acestora cu elemente fără contact.

Corespunzând în bună măsură noilor cerințe, amplificatorul magnetic (AM) cu autosaturație se utilizează relativ frecvent atât direct în circuitul de excitație a generatorului de tracțiune cât și în cel al excitatricei. Prin înfășurările sale de comandă, alimentate de la traductoare de mică putere, se cumulează reglarea după mai mulți parametri.

Sistemul de reglare cu AM trifazat și nod selectiv în circuitul de excitație al generatorului, utilizat pe locomotivele TE10, 2TE10, TEP10, 2TE10L, TEP60 și 2TEP60 din CSI, este descris amănunțit în /S9, Z1, Z2/.

Printre calitățile acestui sistem se pot aminti:

- prin nodul selectiv se reglează excitația generatorului în funcție de curentul de sarcină, înainte ca ΔI_g să modifice considerabil turația MD și apropiere caracteristica $U_g(I_g)$ de hiperbola de putere constantă;

- reglează excitația și în funcție de turație, mai ales la valori mari ale I_g ;
- asigură limitarea valorilor U_g și I_g , în funcție de turație;
- prin reglarea suplimentară după eroarea de injecție, asigură utilizarea deplină a puterii disponibile momentane a MD în limitele zonei de reglare.

Sistemul prezintă însă și unele dezavantaje, atât constructive cât și funcționale:

- AM trifazat are pierderi mari, putere și dimensiuni considerabile;
- semiconductorii utilizați sunt pentru curenți mari, cu răcire;
- excitatricea sincronă are putere și greutate destul de mare;
- rezerva de stabilitate a grupului MDG este redusă, mai ales la folosirea reglării după eroarea de injecție.

Pentru eliminarea acestor dezavantaje s-a trecut la utilizarea unui AM monofazat de mai mică putere, care alimentează excitația unei excitatrice. Schema acestui sistem de reglare este reprezentată în

figura 1-20a și se utilizează pe locomotivele TE30, TE3L, respectiv pe TE10 și TEP60 de construcție mai recentă /T3, S9, T5, Z3, V3/.

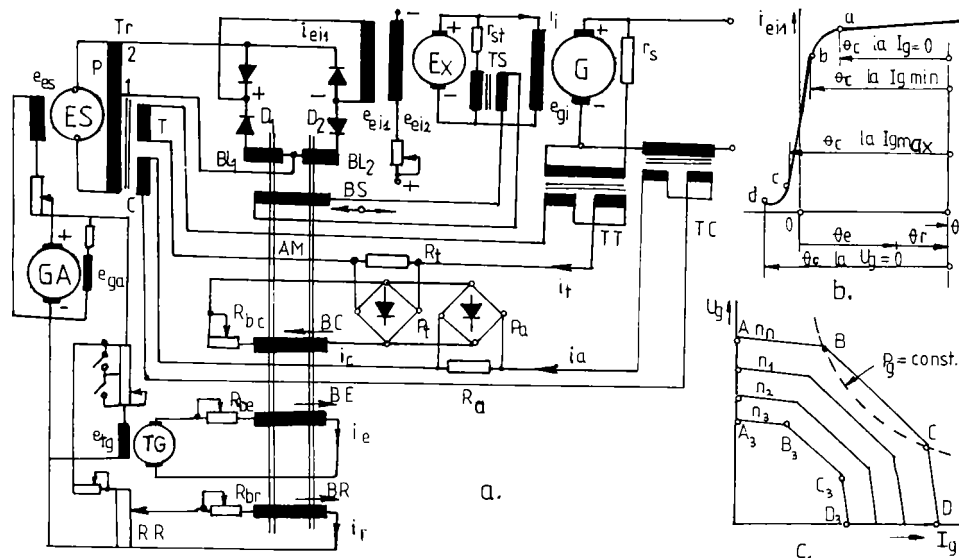


Fig. 1-20 Schema sistemului de reglare cu AM și nod selectiv.

Excitația independentă e_{gi} a generatorului se alimentează de la excitatricea Ex, cu două înfășurări de excitație independentă: e_{ei1} și e_{ei2} , ultima fiind alimentată de la generatorul auxiliar GA, în opoziție cu e_{ei1} (pentru compensarea curentului de mers în gol al AM).

AM are două miezuri, pe fiecare fiind câte o înfășurare de lucru (BL_1 și BL_2) alimentate de la primarul P al transformatorului Tr și patru înfășurări de comandă: de excitație BE, de reglare BR, de comandă BC și de stabilizare BS, cu sensurile solenaiilor indicate prin săgeți.

Înfășurarea BE, cu efect pozitiv asupra curentului i_{ei1} , alimentată de la tahogeneratorul TG, crează o solenaiție proporțională cu turația, deci:

$$\theta_e = k_e n \quad (1.23)$$

Înfășurarea BR este alimentată de la GA, prin reostatul de reglare RR acționat de către servomotorul regulatorului de putere (injecție). Pentru eliminarea neajunsurilor reostatului RR cu contact alunecător, ulterior acest reostat a fost înlocuit cu un traductor inductiv.

Înfășurarea BC este legată la nodul selectiv format din cele două punți redresoare P_1 și P_2 , legate în paralel și alimentate de la secundarele T și C ale transformatorului Tr, prin transformatorul de tensiune continuă TT, respectiv de curent continuu TC (amplificatoare magnetice fără reacție internă, cu miezuri toroidale din permaloy), cu caracteristici liniare:

$$i_t = a_t U_g ; \quad i_a = a_a I_g \quad (1.24)$$

În înfășurarea BS, alimentată de la transformatorul de stabilizare TS, apare curent numai la

variația tensiunii excitatricei, realizând o reacție inversă elastică.

Solenția totală de comandă a amplificatorului este:

$$\theta = \theta_e + \theta_r - \theta_c \pm \theta_s \quad (1.25)$$

Caracteristica AM (fig.1-20b) arată că θ_e , θ_r și θ_c sunt mult mai mari decât θ , deci în zona de reglare (bc) curentul i_c variază relativ puțin.

Se consideră /B6, V3/ că elementul principal al schemei este nodul selectiv care asigură reglarea excitației în funcție de curentul de sarcină I_g . Punctele P_1 și P_a blochează trecerea curentului în funcție de potențialele existente la bornele lor. La valori mari ale I_g și mici ale U_g , $i_a \gg i_c$ se blochează P_c , iar în situația inversă P_a . Când I_g și U_g au valori mijlocii conduc ambele punți și se poate deduce /B6, T5/ relația:

$$\left(1 + \frac{R_b}{R_a} + \frac{R_b}{R_t}\right) i_c = a_a I_g + a_t U_g, \quad (1.26)$$

unde R_b este rezistența circuitului bobinei BC.

Deoarece $\theta \ll \theta_c$, la pantă ridicată a caracteristicii AM, pe porțiunea bc (fig.1-20b) se poate considera că la $\theta_c = \text{const.}$ și $\theta_r = \text{const.}$ rămâne $i_c \approx \text{const.}$ și se obține:

$$U_g = \frac{1}{a_t} \left(1 + \frac{R_b}{R_a} + \frac{R_b}{R_t}\right) i_c - \frac{a_a}{a_t} I_g, \quad (1.27)$$

adică tensiunea scade liniar cu creșterea curentului.

La blocarea punții P_1 rezultă $I_g \approx \text{const.}$, iar când se blochează P_a rezultă $U_g \approx \text{const.}$. Caracteristica $U_g(I_g)$ realizată la diferite turații, la $\theta_r = \text{const.}$, s-a reprezentat în figura 1-20c.

Nodul selectiv asigură deci o reglare a U_g în funcție de I_g după un program dat, iar forma și poziția caracteristicii ABCD se reglează prin rezistențele R_a și R_t .

Deoarece caracteristica momentului efectiv optim a motorului diesel scade la micșorarea turației, fluxul generatorului ar trebui să varieze similar. Cu relațiile (1.23.) și (1.25), la $\theta_s = \theta$ și cu numărul de spire N_c al bobinei BC rezultă relația:

$$\theta_c = N_c i_c = k_c n + \theta_r - \theta, \quad (1.28)$$

care înlocuită cu relația (1.27), în ipoteza $\theta \approx \theta$, conduce la:

$$U_g = k_g \Phi_g n - R_g I_g = k_2 n + k_1 \theta_r - \frac{a_a}{a_t} I_g, \quad (1.29)$$

de unde:

$$\Phi_g = \frac{k_2}{k_g} + \frac{k_1 \theta_r}{k_g n} - \left(\frac{a_a}{a_t} - R_g\right) \frac{I_g}{k_g n}. \quad (1.30)$$

Din relația (1.30) rezultă, că la valori destul de mari ale curentului I_g , deci în zona de reglare, Φ_g crește la mărirea turației, dar în măsură insuficientă. Pentru a putea urmări caracteristica funcționării economice, trebuie extinsă zona de reglare a solenției θ_r , respectiv puterea de calcul a AM și a ES.

Datorită liniarității caracteristicii $U_g(I_g)$, nu se asigură utilizarea puterii disponibile a MD nici pe porțiunea BC, unde apare o suprasarcină a MD. Abaterile de exploatare sporesc gradul de neutilizare a puterii. Pentru asigurarea funcționării MD cu economicitatea optimă și a utilizării puterii disponibile

momentane este deci absolut necesară reglarea curentului i_r după croarea de injecție, cu toate că astfel se reduce rezerva de stabilitate a sistemului de reglare. Prezența înfășurării BS are chiar sarcina de a îmbunătăți stabilitatea funcționării.

1.3.4. Sisteme de reglare fără contact, cu tranzistoare.

1.3.4.1. Condițiile și siguranța utilizării semiconductoarelor pe locomotive.

Ideea folosirii semiconductoarelor pe locomotive, în special pentru sistemul de comandă și reglare, a apărut în urma perfecționării acestora. La elaborarea primelor dispozitive cu semiconductoare s-a apreciat că vor avea o siguranță absolută, dar pe parcurs au apărut o serie de neajunsuri constructive și tehnologice /R2, T5/.

Condițiile de funcționare deosebit de grele, existente pe locomotivele diesel, au produs multe deranjamente și numai după îmbunătățirile constructive aduse elementelor semiconductoare s-a ajuns, ca dispozitivele de reglare fără contact, realizate pentru locomotive, să devină cu mult mai sigure decât aparatura cu contact /S8/. Actualele construcții prezintă o serie de avantaje ca: acțiune rapidă, sensibilitate ridicată, gabarit și greutate redusă, randament ridicat, cheltuieli reduse pentru întreținere, siguranță mare /R2/.

Siguranța funcționării semiconductoarelor este determinată în mare măsură de către condițiile de funcționare, regimurile nominale alese la proiectare și calitatea fabricației.

Factorii care caracterizează condițiile de funcționare sunt: temperatura și umiditatea relativă a mediului, vibrațiile și șocurile cutiei, prezența prafului, apei și a combustibilului, tensiunile de vârf în circuitele de comandă-reglare, variația ciclică a sarcinii, calificarea personalului de deservire și altele, care variază în limite destul de largi. Dacă sunt bine alese, dispozitivele semiconductoare asigură parcursuri fără reparații de 3..5 ori mai mari decât cele electromecanice, intervalul de încredere exprimat în parcurs mediu fără defectare depășind 10^6 km /S8/. Datorită avantajelor prezentate, se utilizează tot mai frecvent.

În sistemele de reglare automată a locomotivelor, semiconductoarele la început s-au folosit pentru realizarea unor elemente de reglare suplimentară după anumite perturbații (temperatura înfășurărilor de excitație, curentul de sarcină, etc.), apoi s-au construit regulatoare complexe folosind semiconductoare în traductoare, comparatoare, amplificatoare și elemente de execuție /B7, R2, S8, T5 /. Pe locomotive se utilizează mai mult regulatoare specializate, fiind mai simple și mai ieftine, dar s-a încercat cu succes și utilizarea sistemului electronic unificat pentru reglarea proceselor dinamice rapide TRANSIDYN (în Germania) /L1/ sau UNIDIN (în România) /Z4/, format din blocuri interschimbabile, care însă prezintă dezavantajul că necesită traductoare adaptate pentru unificarea semnalelor de intrare.

Regulatoarele electronice permit cumulara ușoară a semnalelor provenite de la diferite traductoare și astfel devine posibilă realizarea unui sistem de reglare complex atât după abaterea parametrului reglat, cât și după diferite perturbații, cu asigurarea limitării curentului și a tensiunii, a protecției împotriva patinării, etc.

În literatura de specialitate sunt descrise diferite sisteme de reglare folosind elemente semiconductoare, de exemplu:

- sistem de reglare suplimentară după temperatura înfășurării de excitație a generatorului principal /K12/;
- regulator de putere fără contact, cu semiconductoare / K4, R3, R4, R5 /.
- regulator fără contact al puterii și al curentului de pornire / R6, R7 /;
- sistem de reglare prin impulsuri a excitației excitatricei /R8/;
- sistem de comandă și reglare tip Simens-Schuckert-Henschel /1.1/;
- sistem de reglare automată a tensiunii generatorului în funcție de curentul de sarcină /Z4/, sau după putere;
- sistem de reglare tranzistorizat tip "ACFC"- Belgia /*** 6/.

Modul de funcționare a acestor sisteme se analizează în /T5/.

1.3.4.2. Sistem de reglare prin impulsuri a excitației excitatricei.

În acest sistem s-a realizat unificarea regulatorului de putere fără contact cu regulatorul curentului de demaraj și cu dispozitivul de protecție împotriva patinării, ușurându-se astfel reglajul schemei. Pentru reducerea încălzirii tranzistoarelor s-a folosit comanda prin impulsuri, cu modularea lățimii acestora folosind amplificator magnetic cu buclă de histereză de formă dreptunghiulară. Schema acestui sistem de reglare este reprezentată în figura 1-21. Fiind compus din blocuri unificate se poate

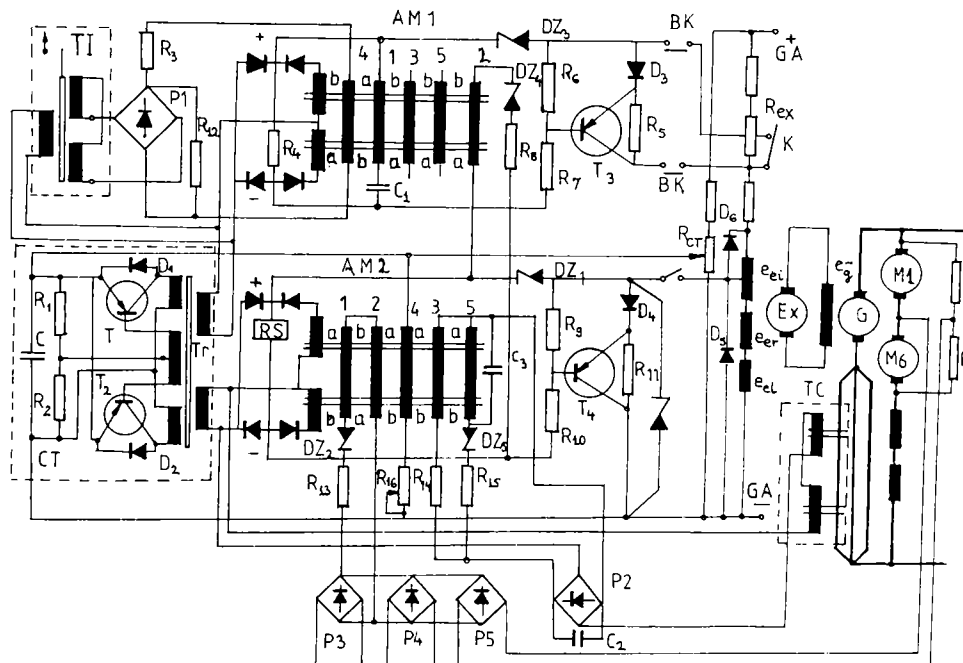


Fig. 1-21 Schema sistemului de reglare prin impulsuri a excitației excitatricei.

adapta pentru diferite tipuri de locomotive prin reglajul rezistențelor suplimentare. Traductorul inductiv TI și transformatorul de curent continuu TC se alimentează cu tensiune alternativă dreptunghiulară cu frecvența de 180...200 Hz, de la convertorul static cu tranzistoare CT.

Regulatorul de putere, format din traductorul inductiv TI acționat de servomotorul de injecție al MD, amplificatorul magnetic AM1 cu reacție internă pozitivă și tranzistorul T_3 , se pune în funcțiune prin contactele de blocare BK ale contactorului K, prin care T_3 se leagă în paralel cu o parte a rezistenței R_{ex} . Circuitul emitor-bază a tranzistorului T_3 se alimentează de la ieșirea AM1 prin rezistența de limitare R_7 și dioda Zener DZ_3 care elimină influența curentului de mers în gol al AM1. Dioda D_3 și rezistențele R_5 și R_6 asigură polarizarea pozitivă a bazei T_3 în stare închisă. Rezistența R_4 crează o sarcină suplimentară, care reduce influența curentului bazei asupra parametrilor de ieșire ai AM1.

Amplificatorul magnetic este comandat prin trei înfășurări:

- înfășurarea 4, alimentată de la TI prin puntea P1 și rezistența suplimentară R_3 ;
- înfășurarea 2, alimentată de amplificatorul magnetic AM2 prin rezistența R_8 și dioda Zener DZ_4 , care scoate din funcțiune regulatorul de putere la intrarea în acțiune a regulatorului de limitare a curentului de sarcină sau de întrerupere a patinării;
- înfășurarea 1, legată la ieșirea AM1 prin condensatorul C_1 care constituie o legătură inversă elastică de stabilizare.

Când indusul TI este în poziție medie, prin 4 nu trece curent, la ieșirea AM1 se obține tensiunea maximă, T_3 este comandat în marea parte a perioadei și curentul de excitație al excitatricii este maxim. Dacă indusul TI se deplasează în sus, prin 4 trece curent, durata impulsului de tensiune și curentul de excitație se reduc. Astfel TI, AM1 și T_3 realizează reglarea puterii generatorului la croaie de injecție în așa fel, ca numai la injecția nominală și turația nominală reglată de regulatorul MD să se asigure utilizarea completă a puterii disponibile pentru tracțiune. În aceste condiții deci nu se asigură funcționarea cu economicitate optimă.

Regulatorul curentului de demaraj acționează asupra curentului din înfășurarea de reglarea c_{cr} și de limitare c_{ei} și a unei părți din înfășurarea independentă c_{ei} a excitatricii, înfășurări cu care se leagă în paralel tranzistorul T_4 . Dioda D_4 și rezistențele R_9 și R_{11} polarizează pozitiv baza tranzistorului în stare închisă. Rezistența R_{10} și dioda Zener DZ_1 limitează curentul bazei.

În regim normal AM2 și T_4 se mențin în stare închisă cu ajutorul înfășurării 4 alimentată la tensiune constantă prin rezistența R_{16} . Înfășurările 1,2,3 și 5 acționează în opoziție cu 4. Bobina 5 de limitare și 3 de sensibilitate variabilă sunt legate în circuitul de măsurare a curentului de sarcină compus din TC, puntea P2 și condensatorul de netezire C_2 . La I_{gmax} , tensiunea de ieșire din TC devine mai mare decât tensiunea inversă de străpungere a DZ_5 , prin 3 și 5 trece curent, la ieșirea AM2 apare tensiune, T_4 este comandat și ca urmare se micșorează brusc excitația excitatricii, respectiv tensiunea generatorului, limitându-se deci curentul de sarcină. În același timp releele RS conectează un semnal sonor. Inclinăția caracteristicii $U_g(I_g)$ se reglează prin rezistențele R_{14} , R_{15} și R_{16} , respectiv prin alegerea DZ_5 . Valoarea I_{gmax} nu depinde de poziția controlerului.

Dispozitivul de protecție împotriva patinării acționează tot prin T_4 , la semnalele create pe punțile P3, P5 și P6 de dezechilibrul tensiunilor motoarelor electrice de tracțiune legate în serie. Prin legarea în paralel a punților se izolează semnalul maxim. Dacă tensiunea punților o depășește pe cea de

străpungere a diodei DZ_2 , prin înfășurările 1 și 2 va trece curent. Când suma solenaițiilor înfășurărilor 1, 2, 3 și 5 devine mai mare decât a înfășurării 4, la bornele AM2 apare tensiune, T_4 se deschide, iar curentul de excitație și tensiunea generatorului se micșorează brusc, puterea reducându-se la 2/3 din cea nominală, ceea ce garantează întreruperea patinării.

Sistemul funcționează stabil, asigură îndeplinirea cerințelor impuse pentru utilizarea puterii disponibile maxime cu o eroare maximă de 4% la temperatura de 70°C în sala mașinilor, ceea ce este un rezultat bun. Abaterea curentului maxim la variația temperaturii este de asemenea admisibilă. Deoarece nu are reacție după curent, sistemul nu se poate utiliza în cazul excitatricelor și a generatoarelor de curent continuu care posedă numai excitație independentă.

1.3.4.3. Sistemul de reglare tranzistorizat tip "ACEC".

A fost elaborat în Belgia pentru locomotivele diesel-electrice de diferite puteri, atât cu transmisia în curent continuu când se reglează excitația generatorului cu o singură înfășurare, cât și cu transmisia în curent alternativ - curent continuu când se reglează excitația excitatricei. Schema bloc a instalației de forță și de reglare este reprezentată în figura 1-22a /*** 6/.

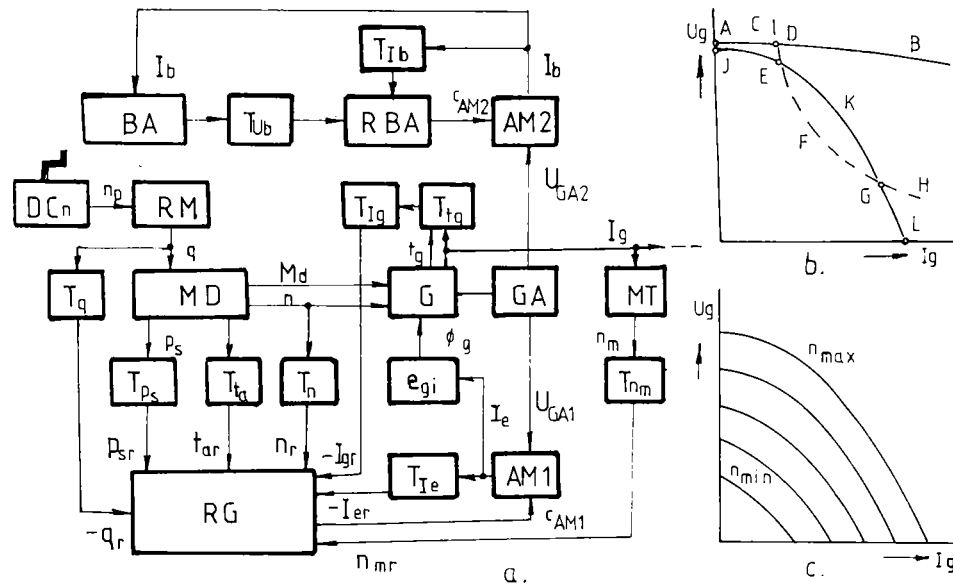


Fig. 1-22 Schema bloc a instalației de forță și de reglare tip "ACEC" - Belgia.

Motorul diesel MD antrenează atât generatorul principal de curent continuu G și generatorul auxiliar de curent alternativ GA, cât și traductorul de turație T_n , care este un tahogenerator de curent alternativ. GA are două înfășurări separate pe indus, una alimentează excitația independentă c_{AM} prin amplificatorul magnetic AM1, iar cealaltă încarcă bateria de acumuloare BA prin AM2. Regulatorul RBA reglează tensiunea și limitează curentul de încărcare a bateriei.

Pentru comanda turației MD servește dispozitivul de comandă DCn, care transmite semnalul

turației prescrise n_p , la RM (sistem Woodward simplificat), care reglează turația modificând injectia q .

Regulatorul excitației generatorului RG colectează toate semnalele de reglare primite de la transductoarele: T_{in} , T_q , T_{I_g} , T_{I_e} , T_{ps} (presiunea de supraalimentare), T_{tu} (temperatura aerului de supraalimentare), T_{imn} (turația motoarelor electrice de tracțiune MT). Regulatorul RG comandă în așa fel AM1, încât să se asigure condiții optime de funcționare pentru MD și transmisia electrică a locomotivei.

Caracteristica exterioară a generatorului cu excitație independentă, curba ADB din figura 1-22b, fiind necorespunzătoare pentru tracțiune, se apropie de hiperbola de putere constantă CDEFGH prin reducerea curentului de excitație, realizând și limitarea tensiunii U_g și a curentului I_g .

Încălzirea generatorului fiind funcție de I_g și I_e , iar ventilația acestuia fiind funcție de turația n , în regim staționar criteriul de încălzire este:

$$C I = I_g + k I_e - k_1 n - k_2 , \quad (1.31)$$

unde k , k_1 și k_2 sunt constante, care se determină din condiția ca la turația maximă I_g să nu depășiască valoarea impusă, iar la cea minimă să se asigure curentul necesar de demaraj. Îndeplinirea condiției (1.31) asigură o caracteristică exterioară de forma JFKGL (fig. 1-22b), iar familia de caracteristici ce se obține la diferite turații, s-a reprezentat în figura 1-22c.

Schema de principiu a acestui circuit de reglare din RG este reprezentată în figura 1-23. AM1 este comandat prin adaptorul de semnal AS de către regulatorul PID1, care modifică I_e atâta timp cât

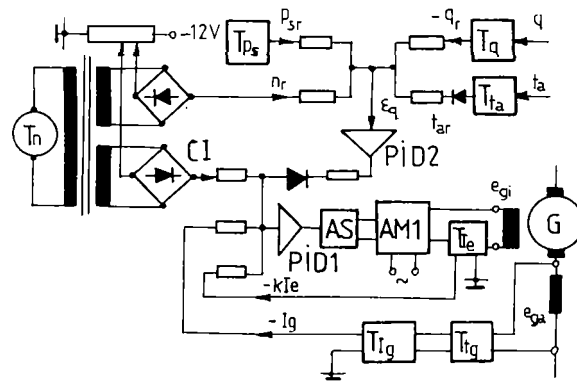


Fig. 1-23 Schema regulatorului generatorului.

injectia optimă corespunzătoare atât turației reale n , cât și presiunii și temperaturii aerului de supraalimentare. Prin această proprietate regulatorul prezentat diferă de alte realizări, care asigură menținerea unei injectii dependente de turația prescrisă.

Acest sistem de reglare răspunde următoarelor sarcini:

- reglarea turației motorului diesel;
- limitarea injectiei în funcție de n , p_s și t_{tu} , asigurând funcționarea după caracteristica puterii optime;
- reglarea excitației, ca să se realizeze injectia optimă și să se asigure utilizarea puterii

disponibile a motorului diesel la funcționarea în regimul de economicitate optimă;

- limitarea curentului I_g funcție de ventilația (turația) MT și de încălzirea generatorului G;
- limitarea forței de tracțiune la demaraj, după aderență;
- reglarea lină a forței de tracțiune, pentru evitarea șocurilor;
- comanda șuntării MT;
- simplificarea conducerii locomotivei, folosindu-se un singur controler prin care se prescrie

turația motorului diesel;

- simplificarea întreținerii.

Locomotivele prevăzute cu acest sistem de reglare au dat rezultate bune în exploatare, motiv pentru care s-a hotărât utilizarea acestei soluții și pe locomotivele de mare putere, cu transmisie în curent alternativ - curent continuu.

1.3.5. Sisteme de reglare fără contact, cu tiristoare.

1.3.5.1. Condițiile utilizării tiristoarelor.

Prin utilizarea tiristoarelor se deschid largi posibilități de realizare a dispozitivelor fără contact de diferite tipuri. Tiristoarele au o serie de avantaje față de tranzistoare: tensiune repetitivă maximă de până la 2000 V (rapide) ... 4000 V (normale), curent mediu în regim de conducție de până la 1000 A (rapide) ... 2500 A (normale) /S10/, coeficientul de amplificare ridicat (până la 10^3 ... 10^4), menținerea stării de conducție și în lipsa puterii de comandă.

Utilizând tiristoare se pot realiza regulatoare pentru un domeniu larg de puteri, pentru: excitația generatorului principal, reglarea tensiunii generatorului auxiliar, reglarea excitației independente sau serie a motoarelor de tracțiune, etc.

Necajusul principal al tiristoarelor este că necesită un sistem de comandă cu impulsuri. Acest sistem este relativ simplu când tiristoarele se alimentează de la o sursă de curent alternativ (comutație de la rețea), schemele realizate având o mare siguranță în funcționare, respectiv mai complicat când pentru alimentare se utilizează o sursă de curent continuu (comutație forțată).

Indiferent de tipul sistemelor de alimentare și de comandă, pentru buna funcționare a instalațiilor cu tiristoare trebuie îndeplinite anumite condiții / B7, K1, I4, M2, S10 /:

- schema de comandă să fie cu inerție mică;
- amplitudinea impulsului de comandă să fie suficient de mare, iar frontul abrupt (minim $5 \cdot 10^5$... $2 \cdot 10^6$ A/s), pentru a reduce întârzierea la aprindere a tiristorului;
- viteza de creștere a curentului prin tiristor să nu depășească valoarea admisibilă;
- durata impulsului de comandă să fie mai mare decât timpul de creștere a curentului peste cel de acroșaj (I_f);
- timpul de aplicare a tensiunii inverse pe tiristor să fie mai mare decât timpul de dezamorsare prin comutarea circuitului t_q (timp de cliberare);
- pe poarta tiristorului să nu se aplice tensiune când tiristorul este supus tensiunii inverse sau când trebuie să rămână blocat.

Pe locomotivele unde există sursă de curent alternativ, se utilizează soluția cu comutație de la rețea, datorită simplității sale / B6, B7, B8, B16 /, dar când sursa este de curent continuu, devine necesară utilizarea unui variator de tensiune continuă (VTC).

1.3.5.2. Scheme de reglare cu tiristoare.

În literatura de specialitate sunt descrise numai scheme având surse de alimentare în curent alternativ, sub forma unui generator sincron auxiliar, sau a unei subexcitatrice sincrone. Pentru separarea galvanică a circuitului de forță și de comandă, generatorul de impulsuri se realizează cu ieșire prin transformator. Instalația de comandă a generatorului de impulsuri conține amplificatoare magnetice sau electronice, iar traductoarele utilizate sunt atât magnetice cât și reostatice.

Sistemul de reglare utilizat pe locomotivele TE10 și 2TE10L / B6, B7, B8, T5 / au o schemă asemănătoare cu cea din figura 1-20, cu deosebirea că înfășurarea de excitație a excitatricei este alimentată, în loc de puntea D1, D2, cu ajutorul unui tiristor de putere, comandat de un generator de impulsuri, care la rândul său, este comandat de bobinele de lucru ale amplificatorului magnetic AM, iar traductorul reostatic al crotii de injecție (RR) este înlocuit cu un traductor inductiv.

Variația tensiunii medii pe înfășurarea de excitație, deci și a intensității curentului de excitație se obține prin variația unghiului de aprindere a tiristorului de putere, care poate ajunge la valori de $\Delta\alpha - 120 \dots 150^\circ$.

Realizatorii schemei susțin că utilizând amplificator magnetic pentru cumulara semnalelor și comanda tiristoarelor, construcția devine mai simplă decât în cazul utilizării în acest scop a unui dispozitiv cu semiconductoare.

Existența reglării după croarea de injecție, pentru asigurarea funcționării motorului diesel în regimurile de economicitate optimă la toate turajile, conduce la creșterea duratei procesului tranzitoriu și a suprareglării. Utilizarea reglării rapide după curentul de sarcină moderează valoarea acestor mărimi.

Înlocuirea reostatului de câmp, care se defectează ușor, prin traductor inductiv duc la creșterea fiabilității.

Sistemul de reglare conceput pentru locomotiva diesel-electrică Co-Co de 2940 kW de fabricație indigenă /B16, P7/, folosește pentru alimentarea excitației excitatricei sincrone un redresor trifazat comandabil (tiristorizat), alimentat de la un generator sincron auxiliar. Comanda unghiului de aprindere a tiristoarelor se realizează cu ajutorul unui regulator electronic care însumează semnalele provenite de la:

- amplificatorul tensiunii de comandă dată de traductorul rezistiv al crotii de injecție, din regulatorul tip Woodward al motorului diesel;
- blocul de măsurare pentru limitarea tensiunii redresate;
- blocul de măsurare pentru limitarea curentului redresat.

Reglarea după curentul și tensiunea redresată are loc numai în regimurile de limitare a sarcinii, iar reglarea pentru asigurarea economicității optime se efectuează numai sub influența traductorului crotii de injecție. Din această cauză, cât și datorită existenței unor neliniarități în sistemul de forță și de reglare, în unele regimuri au apărut tendințe de prelungire a proceselor tranzitorii, cu oscilații

pronunțate, care s-au eliminat prin introducerea unui circuit de corecție (de stabilizare) în blocul de adaptare al regulatorului de excitație.

1.3.6. Concluzii privind eficiența și perspectivele sistemelor de reglare automată a grupului motor diesel-generator.

Din analiza efectuată reiese că sistemele de reglare automată a grupului MD-G-MT de pe locomotivele diesel-electrice sunt foarte variate și nu îndeplinesc, nici construcțiile cele mai complicate, toate condițiile impuse unui asemenea sistem.

Din punctul de vedere al utilizării puterii disponibile momentane a motorului diesel în regim nominal, respectiv al funcționării cu economicitate optimă la puteri parțiale, cele mai indicate sunt sistemele care asigură păstrarea valorilor nominale, respectiv optime ale turației și injecției, prin:

- reglarea motorului diesel la eroare de turație, iar a generatorului la eroare de injecție, sau
- reglarea generatorului la eroare de turație, în timp ce injecția se păstrează constantă atât timp cât generatorul poate încărca motorul diesel și se reduce numai după ce s-a atins excitația maximă.

Pentru a reduce suprareglarea și durata proceselor tranzitorii, respectiv pentru a mări randamentul mediu al instalației de forță și stabilitatea funcționării, se recomandă combinarea reglării după abatere cu reglarea după perturbație. În acest caz procesul de reglare a generatorului se declanșează imediat la apariția perturbației, înainte ca turația motorului să se modifice considerabil, iar reglării după eroare îi revine sarcina de a asigura precizia statică corespunzătoare. Deci elementul de reglare după perturbație trebuie să fie de tip PD, iar cel după eroare trebuie să posede în primul rând caracter I, tipul cel mai potrivit fiind PID. Perturbațiile după care este eficientă reglarea sunt: curentul de sarcină, puterea utilă a generatorului și consumul de putere a instalațiilor auxiliare.

Sistemele de reglare care păstrează constantă puterea utilă a generatorului, sau a motorului diesel, prin reglare la eroare de putere, sau prin reglarea tensiunii în funcție de curent, prin impunerea unui șablon al caracteristicii $U_g(I_g)$, satisfac aceste două condiții importante numai într-un anumit regim de funcționare, iar la apariția abaterilor de exploatare nu dau satisfacție deplină.

Cele mai moderne și mai eficiente se consideră acele sisteme, care reglează curentul de excitație în funcție de regimul de funcționare al motorului diesel, deci sunt de fapt sisteme de urmărire (de exemplu: reglarea injecției la valoarea optimă determinată atât de turație, cât și de presiunea și temperatura aerului de supraalimentare).

Dintre SRA cu contact mecanic cele mai multe condiții satisfac: sistemul unificat electrohidraulic, sistemul Sulzer și sistemul Woodward. Cu toate acestea prezintă și unele dezavantaje:

- la variații mari ale curentului de sarcină, în lipsa reacției după curent, timpul de reglare și suprareglarea ajung la valori mari, ducând la creșterea consumului specific de combustibil;
- datorită numărului mare de elemente în mișcare, necesită o întreținere îngrijită;
- reostatele cu cursor (liniar sau rotativ) se defectează des, necesită o supraveghere permanentă și reparații frecvente (vezi și pct. 1.3.2.).

Sistemele de reglare fără contact, utilizând amplificatoare magnetice și semiconductoare, fiind compuse din elemente statice necesită numai o întreținere minimă, au o fiabilitate mai ridicată și

siguranță mare în funcționare.

În ultimul timp AM se folosesc mai mult ca elemente de comandă, deoarece la puteri mari, necesare pentru excitația excitatricei sau a generatorului, ajung la dimensiuni și greutatea prea mari. În schimb permit însumarea ușoară a mai multor semnale de comandă.

Utilizarea elementelor semiconductoare comandabile devine tot mai frecventă, deoarece s-a ajuns la construcții care rezistă bine condițiilor severe de exploatare existente pe locomotivele diesel (vibrații, praf, temperatură ridicată, etc.). Datorită construcției mai simple și a prețului mai redus, se utilizează mai mult regulatoarele electronice specializate, dar s-a încercat și utilizarea sistemelor unificate concepute pentru procesele dinamice rapide.

În regulatoarele electronice se cumulează cu ușurință mai multe semnale, deci se poate realiza reglarea rapidă după mai multe perturbații. Astfel, reglării după eroare de turaj și injecție îi revine numai sarcina de a compensa efectul abaterilor de exploatare de mai mică importanță, asigurând astfel precizia reglării. Ca urmare crește viteza de acțiune a SRA, scade durata proceselor tranzitorii și se reduce mărimea suprareglării.

Viteza de reglare crește și dacă prin controler se prescrie valoarea injecției, iar turajul optimă corespunzătoare se asigură cu un regulator electronic al generatorului. La descărcarea motorului diesel va trebui totuși să intre în funcțiune regulatorul motorului, și să reducă în mod corespunzător injecția. Comutarea funcționării celor două regulatoare de turaj este însă dificilă.

De aceea, chiar și în cele mai noi sisteme de reglare, se preferă prescrierea prin controler a turajului pentru regulatorul mecanic al motorului diesel, iar printr-un convertor se obține injecția prescrisă, care se menține cu ajutorul regulatorului generatorului. Tot prin acest regulator se compensează și influența principalelor perturbații. Sistemul "ACEC", elaborat după acest principiu, a dat rezultate bune.

În timp ce tranzistoarele se utilizează mai mult ca elemente de comandă și numai la puteri mici ca elemente de execuție (pentru excitatrice), tiristoarele pot fi utilizate deopotrivă pentru ambele scopuri. Datorită valorilor mari a puterii comandabile, tiristoarele pot asigura cu ușurință alimentarea directă a excitației generatoarelor, atât de la o sursă de curent continuu cu tensiune constantă, cât mai ales de la surse de curent alternativ, când schema de comandă devine mai simplă. Elementele de execuție cu tiristoare pot înlocui reostatele de reglare a curentului de excitație folosite la multe locomotive în exploatare, mărinde astfel considerabil siguranța funcționării. Și în sistemul de comandă a tiristoarelor se pot introduce semnalele corespunzătoare principalelor perturbații, îmbunătățind astfel calitatea reglării.

Pentru limitarea curentului și a tensiunii generatorului, a temperaturii înfășurărilor sale, pentru asigurarea protecției motorului diesel sau a generatorului, se pot utiliza tot convertoare electronice a căror semnale de ieșire acționează prin același regulator al generatorului.

Datorită avantajelor pe care le prezintă, sistemele complexe de reglare cu elemente fără contact electric mobil se răspândesc tot mai mult și în mod treptat vor înlocui sistemele cu contact care nu mai satisfac exigențele sporite.

Cele peste 2000 de locomotive diesel-electrice de tipul 060-DA de 2100 CP din parcul SNCFR care folosesc sistemul de reglare tip Sulzer având un regulator de câmp cu contact alunecător, necesită

un volum destul de mare de lucrări pentru întreținerea periodică și reparația acestui element care se defectează destul de ușor. Nu rarori locomotivele de acest tip sunt scoase din circulație tocmai din cauza străpungerii, sau arderii carcasi lamelilor colectoare, deranjându-se considerabil programul lor de tracțiune.

Pentru eliminarea acestor neajunsuri, în prezenta lucrare se tratează posibilitatea de înlocuire a reglării reostatică a generatorului printr-un regulator care acționează tot la croare de injecție, dar este format numai din elemente fără contact electric mobil, folosind ca organ de execuție un variator de tensiune continuă (VTC).

2. INFLUENȚA REGIMURILOR DE LUCRU ALE LOCOMOTIVEI ASUPRA STABILITĂȚII DE FUNCȚIONARE A GRUPULUI MOTOR DIESEL-GENERATOR.

2.1. Regimurile caracteristice de funcționare.

Locomotiva diesel, ca unitate de tracțiune pe calea ferată, trebuie să asigure remorcarea cu economicitate optimă a unui tonaj impus, în condițiile graficului de mers determinat de profilul căii. Aceasta înseamnă că locomotiva trebuie să realizeze pornirea din loc și accelerarea trenului până la viteza cerută, mersul cu putere constantă sau la viteză constantă și frînarea trenului /T10, T6/.

Dacă se urmărește pornirea cu anumite accelerații, la diferite declivități și tonaje remorcate, sunt necesare o serie de caracteristici de pornire cu forță de tracțiune constantă, de la valoarea necesară pentru demarajul locomotivei izolate până la cea limitată de aderență. Aceste caracteristici potrivite pentru pornire, nu corespund însă pentru mersul pe un profil variat, ducând la variația continuă a puterii disponibile a motorului diesel, deci la regim de funcționare instabil.

Pentru mers cele mai potrivite sunt acele caracteristici de tracțiune, care corespund fiecare pentru o anumită valoare a puterii motorului termic. La o anumită poziție a controlerului, în acest caz puterea motorului diesel variază numai la viteze mici, până ce se atinge valoarea vitezei de trecere, apoi rămâne neschimbată la creșterea în continuare a vitezei de mers. Drept urmare motorul diesel funcționează mai stabil, în schimb accelerația trenului variază foarte mult, iar viteza de mers se schimbă la modificarea profilului căii. Forța de tracțiune maximă, limitată numai de aderență, se poate realiza la orice treaptă de putere, dar pentru a evita pornirea cu șoc, frecvent se realizează trepte de apropiere, cu limitarea forței de tracțiune la valori mai mici, cum există și la locomotivele diesel-electrice din parcul SNCFR.

Soluția optimă se obține prin combinarea celor două tipuri de caracteristici. În acest caz puterea motorului crește cu viteza până la atingerea puterii parțiale comandate, apoi rămâne constantă. Asemenea caracteristici se întâlnesc la locomotivele diesel-electrice din seria TE, cu sistemele de reglare prezentate în paragrafele 1.3.3. și 1.3.5.2. / B6, P5, P6, S9, T10, T6, Z1, Z3 /.

Trenul în mișcare constituie un sistem dinamic independent, pentru care principalele acțiuni perturbatoare sunt variația rezistenței la înaintare datorită modificării profilului căii și schimbarea puterii transmise la obadă datorită acțiunii mecanicului (sau a sistemului de comandă), respectiv datorită abaterilor de exploatare. Toate aceste acțiuni produc modificarea vitezei de mers a trenului și ca urmare, a regimului de funcționare a instalației de forță, deci fenomene tranzitorii. Dacă la dispariția

perturbației instalația revine la regimul staționar inițial sau unul foarte apropiat, respectiv dacă atunci când acțiunea perturbatoare persistă instalația tinde spre un nou regim staționar, într-un timp relativ scurt, funcționarea grupului energetic se consideră stabilă.

Stabilitatea acestui grup trebuie studiată în toate regimurile caracteristice de funcționare ale locomotivei. Din punctul de vedere a stabilității, a duratei și intensității proceselor tranzitorii, interes mai mare prezintă regimurile cu perturbații mai mari. Dacă în aceste situații funcționarea rămâne stabilă, va fi similară și la perturbații mai mici.

În cazul locomotivelor diesel-electrice, principalele regimuri caracteristice de funcționare sunt :

- regimul de mers la poziție constantă a controlerului de comandă, la sarcina totală sau parțială, când variază profilul căii sau puterea consumată de instalațiile auxiliare, RM și RG fiind active;

- regimul de accelerare la poziție stabilă a controlerului, când principala perturbație este variația curentului de sarcină datorită variației vitezei de mers la puterea comandată, RM și RG fiind de asemenea active;

- regimul de pornire până la atingerea vitezei de trecere, timp în care puterea motorului diesel este mai mică decât cea comandată, RM reduce injecția sub valoarea corespunzătoare puterii prescrise, iar RG reglează în mod corespunzător excitația (sau o menține constantă);

- regimul de funcționare ce apare în urma modificării poziției controlerului de comandă, deci la modificarea valorii prescrise a mărimii comandate (n , q , P), când RM și RG acționează pentru stabilirea unui nou regim de funcționare.

Analiza concretă a stabilității se efectuează pentru grupul motor diesel-generator de pe locomotiva LDE 060 DA din parcul SNCFR pentru care se cunosc parametrii constructivi și funcționali necesari. Instalația energetică este formată din motorul diesel, generatorul de tracțiune de curent continuu cu trei înfășurări, motoarele electrice de tracțiune cu excitație în serie, iar sistemul de comandă-reglare are un element de prescriere a turației și injecției (EPnq), un regulator de turație pentru motorul diesel și un regulator al excitației generatorului (regulator de câmp). Schema de principiu a sistemului de forță și de reglare este reprezentată în figura 2-1.

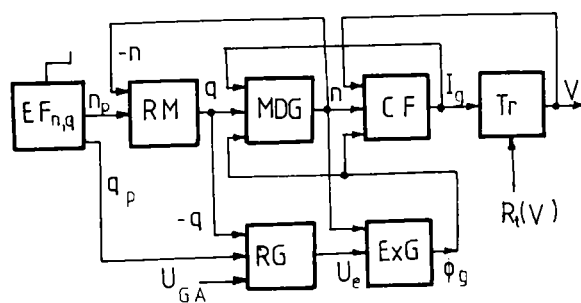


Fig. 2-1 Schema de principiu a locomotivei 060 DA.

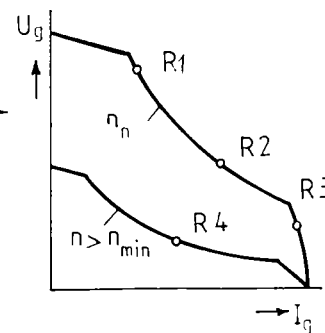


Fig. 2-2 Regimurile de calcul.

Pentru o bună caracterizare a funcționării în comun a elementelor întregului sistem, regimurile alese pentru studiul stabilității reprezintă poziții constante ale controlerului mecanicului, considerând că

în urma unor perturbații exterioare parametrii de funcționare se abat de la valorile staționare inițiale.

Caracteristicile principale ale regimurilor alese, regimuri care sunt indicate prin punctele R1 ... R4 pe caracteristicile exterioare ale generatorului, reprezentate în figura 2-2 sunt următoarele :

R1 - pe poziția 24 a controlerului ($n = 750$ rot/min), locomotiva circulă cu o viteză apropiată de cea maximă, deci motoarele electrice funcționează la câmp slăbit, iar din cauza valorii mici a curentului de sarcină câmpul magnetic al motoarelor de tracțiune este nesaturat, în schimb cel al generatorului este saturat;

R2 - pe poziția 24 a controlerului, în regimul de durată al generatorului, motoarele electrice funcționând la câmp plin, circuitul magnetic al generatorului fiind nesaturat, iar cel al motoarelor electrice saturat;

R3 - pe poziția 24 a controlerului, într-un regim de accelerare la sarcină limitată a motorului diesel, cu regulatorul de câmp blocat la excitația maximă, când circuitul magnetic al generatorului este nesaturat iar cel al motoarelor electrice puternic saturat (câmp plin);

R4 - pe poziția 6 a controlerului ($n = 400$ rot/min) la un curent de sarcină apropiat de cel de durată, ambele regulatoare fiind active, circuitul magnetic al generatorului fiind nesaturat, iar cel al motoarelor electrice saturat (câmp plin).

2.2. Ecuațiile de funcționare ale elementelor sistemului energetic și de reglare automată.

La cercetarea analitică a stabilității de funcționare a sistemului energetic al locomotivei, cea mai comodă formă a ecuațiilor este cea în abateri relative adimensionale ale mărimilor variabile. Pentru a ajunge la această formă, se utilizează descompunerea în serie Taylor în jurul valorii staționare, păstrând numai termenii cu derivata de ordinul întâi. Această procedură de liniarizare este admisă numai dacă ecuația nu conține neliniarități esențiale în domeniul descompunerii / P5, S9, T6, Z1, Z3 /.

În cele ce urmează valorile staționare ale mărimilor variabile se notează cu indicele "s", cele nominale cu indicele "n", abaterile absolute cu semnul " Δ ", abaterile relative cu o linie deasupra simbolului, iar valorile relative staționare cu indicele "o". Constantele de timp se notează cu "T", coeficienții de transfer cu "k", iar operatorul diferențial cu $p = \frac{d}{dt}$.

Ecuațiile de funcționare ale elementelor instalației de forță din figura 2-1 au fost tratate în mod amănunțit în literatura de specialitate /P5, S9, T6, Z1, Z3/, de aceea vor fi prezentate sumar, indicându-se însă întotdeauna expresiile finale ale ecuațiilor, ale constantelor de timp și ale coeficienților de transfer, respectiv semnificațiile notațiilor folosite. Vor fi deduse numai ecuațiile pentru SRA.

2.2.1. Ecuația de mișcare a grupului MDG.

Momentul disponibil al motorului diesel depinde de cursa cremalierii pompelor de injecție (x) și de turație:

$$M_d = f(x, n), \quad (2.1)$$

iar momentul rezistent al generatorului numai de fluxul magnetic și curentul rotoric:

$$M_g = K_g \phi_g I_g. \quad (2.2)$$

În regim staționar aceste două momente sunt în echilibru, adică:

$$M_{ds} = M_{gs}. \quad (2.3)$$

Ecuația de mișcare a grupului MDG se poate scrie sub forma:

$$J \frac{dn}{dt} = M_d - M_g, \quad (2.4)$$

unde J este momentul de inerție redus la arborele motorului, al tuturor pieselor legate mecanic de arborele cotit.

Dezvoltând în serie Taylor în jurul valorii staționare, momentul motor devine:

$$M_d = M_{ds} + \frac{\partial M_d}{\partial n} \Delta n + \frac{\partial M_d}{\partial x} \Delta x, \quad (2.5)$$

derivatele parțiale referindu-se la regimul staționar inițial, iar momentul rezistent al generatorului:

$$M_g = M_{gs} + K_g \phi_{gs} \Delta I_g + K_g I_{gs} \Delta \phi_g. \quad (2.6)$$

După înlocuirea relațiilor (2.3), (2.5) și (2.6) în (2.4), introducerea abaterilor adimensionale și a valorilor relative staționare:

$$\begin{aligned} \bar{n} &= \frac{\Delta n}{n_n}; \bar{x} = \frac{\Delta x}{x_n}; \bar{I}_g = \frac{\Delta I_g}{I_{gn}}; \bar{\phi}_g = \frac{\Delta \phi_g}{\phi_{gn}}; \\ n_o &= \frac{n_s}{n_n}; x_o = \frac{x_s}{x_n}; M_{do} = \frac{M_{ds}}{M_{dn}}; I_{go} = \frac{I_{gs}}{I_{gn}}; \phi_{go} = \frac{\phi_{gs}}{\phi_{gn}}, \end{aligned} \quad (2.7)$$

și efectuarea operațiilor de transformare, se obține ecuația de mișcare a grupului MDG sub forma:

$$(T_d p + N) \bar{n} = k_x \bar{x} - k_{1d} \bar{I}_g - k_{2d} \bar{\phi}_g \quad (2.8)$$

În această relație s-au folosit notațiile:

$$T_d = \frac{J n_n}{M_{dn} \left| \frac{\partial M_{do}}{\partial n_o} \right|}, \quad (2.9)$$

unde T_d este constanta de timp a grupului MDG, exprimată în secunde, iar

$$k_x = \frac{\frac{\partial M_{do}}{\partial x_o}}{\left| \frac{\partial M_{do}}{\partial n_o} \right|}; \quad k_{1d} = \frac{\phi_{go}}{\left| \frac{\partial M_{do}}{\partial n_o} \right|}; \quad k_{2d} = \frac{I_{go}}{\left| \frac{\partial M_{do}}{\partial n_o} \right|}. \quad (2.10)$$

sunt coeficienți de transfer, iar

$$N = \frac{\frac{\partial M_{d0}}{\partial n_0}}{\left| \frac{\partial M_{d0}}{\partial n_0} \right|}$$

La $N = +1$ variația sarcinii produce schimbarea regimului de funcționare, însă motorul are proprietăți de autoreglare, în schimb la $N = -1$ funcționarea fără instalație de reglare este instabilă. Abaterea staționară a turației ($p = 0$) este direct proporțională cu abaterile parametrilor x , ϕ_g și I_g . Dacă caracteristica motorului diesel are pantă mică, atunci abaterea turației are valori mari chiar la o modificare slabă a sarcinii. În cazul când abaterea turației produce modificarea în același sens a fluxului sau a curentului de sarcină, stabilitatea crește.

2.2.2. Ecuația excitației generatorului (ExG).

Fluxul magnetic al generatorului cu trei înfășurări de pe locomotiva analizată (vezi și figura 1-8) se poate considera ca o funcție monotonă a solenației totale de excitație:

$$\theta_g = \theta_i + \theta_p - \theta_s - \theta_r, \quad (2.11)$$

unde solenațiile de excitație sunt:

$$\theta_i = N_i i_i; \quad \theta_p = N_p i_p; \quad \theta_s = N_s i_s \approx N_s I_g, \quad (2.12)$$

iar cea de reacție a indusului: $\theta_r = f(\phi_g, I_g)$.

Neglijând neliniaritățile caracteristicii de magnetizare datorită histerezei, a curenților turbionari și a reacției transversale a indusului, abaterea fluxului se poate scrie:

$$\Delta \phi_g = \frac{\partial \phi_g}{\partial \theta_g} (N_i \Delta i_i + N_p \Delta i_p - N_s \Delta I_g - \frac{\partial \theta_r}{\partial I_g} \Delta I_g). \quad (2.13)$$

Ecuațiile de tensiuni pentru circuitele înfășurărilor independente și în paralel sunt:

$$U_c = i_i R_i + 2 p_g \sigma_i N_i \frac{d \phi_g}{dt} \quad (2.14)$$

$$E_g = i_p R_p + 2 p_g \sigma_p N_p \frac{d \phi_g}{dt} + R_g I_g, \quad (2.15)$$

respectiv:

$$E_g = K_{cg} \phi_g n, \quad (2.16)$$

unde p_g este numărul perechilor de poli ai generatorului.

Trecând la abateri, din relațiile (2.14), (2.15) și (2.16) rezultă:

$$\begin{aligned} \Delta i_i &= \frac{\Delta U_c}{R_i} - \frac{2 p_g \sigma_i N_i}{R_i} \frac{d \Delta \phi_g}{dt} \\ \Delta i_p &= \frac{\Delta E_g}{R_p} - \frac{2 p_g \sigma_p N_p}{R_p} \frac{d \Delta \phi_g}{dt} - \frac{R_g}{R_p} \Delta I_g \\ \Delta E_g &= K_{cg} \phi_{gs} \Delta n + K_{cg} n_s \Delta \phi_g \end{aligned} \quad (2.17)$$

Notând numărul de spire echivalente în serie cu:

$$N'_s = N_s + \frac{N_p R_g}{R_p} + \frac{\partial \theta_r}{\partial I_g}, \quad (2.18)$$

coeficientul unghiular al curbei de magnetizare cu:

$$a_g = \frac{\partial \phi_g}{\partial \theta_g}, \quad (2.19)$$

abaterele relative cu:

$$\bar{E}_g = \frac{\Delta E_g}{E_{gn}}; \quad \bar{U}_e = \frac{\Delta U_e}{U_{en}}; \quad \bar{\phi}_g = \frac{\Delta \phi_g}{\phi_{gn}}; \quad \bar{I}_g = \frac{\Delta I_g}{I_{gn}}, \quad (2.20)$$

respectiv valorile staționare în mărimi relative cu:

$$a_{go} = \frac{\partial \phi_g}{\partial \theta_g} \cdot \frac{\theta_{gn}}{\phi_{gn}} = \frac{\partial \phi_{go}}{\partial \theta_{go}}; \quad (2.21)$$

$$\theta_{pmo} = \frac{N_p E_{gn}}{R_p \theta_{gn}}; \quad \theta_{mo} = \frac{N_i U_{en}}{R_i \theta_{gn}}; \quad \theta_{sno} = \frac{N'_s I_{gn}}{\theta_{gn}},$$

înlocuind relațiile (2.17) ... (2.21) în (2.13), ținând seama de notațiile (2.7) și împărțind cu $(1 - a_{go} \cdot \theta_{pmo} \cdot n_o)$, după ordonare rezultă ecuația liniarizată a excitației generatorului în abateri adimensionale:

$$(T_g p + 1) \bar{\phi}_g = k_{1g} \bar{U}_e - k_{2g} \bar{n} - k_{3g} \bar{I}_g, \quad (2.22)$$

unde s-au folosit notațiile:

$$T_g = \frac{2 p_g a_g}{1 - a_{go} \theta_{pmo} n_o} \left(\frac{\sigma_i N_i^2}{R_i} + \frac{\sigma_p N_p^2}{R_p} \right) \quad (2.23)$$

constanta de timp a excitației generatorului;

$$k_{1g} = \frac{a_{go} \theta_{mo}}{1 - a_{go} \theta_{pmo} n_o}; \quad k_{2g} = \frac{a_{go} \phi_{go} \theta_{pmo}}{1 - a_{go} \theta_{pmo} n_o}; \quad k_{3g} = \frac{a_{go} \theta_{sno}}{1 - a_{go} \theta_{pmo} n_o}, \quad (2.24)$$

coeficienții de transfer.

Din relațiile (2.23) și (2.24) reiese că creșterea saturației circuitului magnetic al generatorului, adică reducerea coeficientului a_g duce la micșorarea constantei de timp și a coeficienților de transfer. Existența înfășurării paralele accentuează această influență și când circuitul magnetic este nesaturat conduce și la creșterea abaterii staționare a fluxului. O înfășurare paralelă prea puternică conduce însă la creșterea constantei de timp, ceea ce înrăutățește dinamica funcționării.

2.2.3. Ecuația circuitului de forță (CF).

Format din înfășurarea rotorică și de excitație în serie a generatorului, respectiv din înfășurările similare ale celor z_p grupe paralele de câte z_s motoare electrice legate în serie, circuitul de forță are ecuația de tensiune:

$$E_g = z_s E_m - R_f I_g - I_f \frac{dI_g}{dt} + 2 p_g \sigma_s N_s \frac{d\phi_g}{dt}, \quad (2.25)$$

unde:

R_f, L_f este rezistența și inductivitatea echivalentă a circuitului de forță,

$E_m = K_m \phi_m v$ - t.e.m. a unui motor electric;

K_m - constanta motorului raportată la viteza de mers.

Se poate scrie:

$$\bar{E}_g = \frac{\Delta E_g}{E_{gn}} = \frac{\phi_{gs}}{\phi_{gn}} \bar{n} + \frac{n_s}{n_n} \bar{\phi}_g \quad \text{și} \quad \bar{E}_m = \frac{\Delta E_m}{E_{mn}} = \frac{\phi_{ms}}{\phi_{mn}} \bar{v} + \frac{v_s}{v_n} \bar{\phi}_m.$$

Pentru motoarele cu excitație în serie :

$$\Delta \phi_m = \frac{\partial \phi_m}{\partial I_{em}} \Delta I_{em} = a_m \Delta I_{em} \quad (2.26)$$

unde: $a_m = \frac{\partial \phi_m}{\partial I_{em}}$ este coeficientul unghiular al curbei de magnetizare,

iar la cîmp slăbit, avînd coeficientul de slăbire α , curentul de excitație este:

$$I_{em} = \alpha \frac{I_g}{z_p} \quad \text{și} \quad I_{em1} = \alpha_n \frac{I_{gn}}{z_p}$$

Cu $\alpha_0 = \frac{\alpha}{\alpha_n}$ rezultă că:

$$\bar{I}_{em} = \frac{\Delta I_{em}}{I_{em1}} = \alpha_0 \bar{I}_g,$$

deci:

$$\Delta I_{em} = \alpha_0 I_{em1} \bar{I}_g$$

și din (2.26) se obține:

$$\bar{\phi}_m = \frac{\Delta \phi_m}{\phi_{m1}} = a_{m0} \bar{I}_g, \quad (2.27)$$

unde:

$$a_{m0} = a_m \frac{\alpha_0 I_{em1}}{\phi_{m1}} = \frac{\partial \phi_{m0}}{\partial I_{em0}}.$$

Notăm cu :

$$E_{gn} = z_s E_{mn} + R_f I_{gn}; \quad v_0 = \frac{v_s}{v_n} \quad (2.28)$$

și $R_{ef} = \frac{z_s E_{mn}}{I_{gn}}$ - rezistența echivalentă necesară în lipsa t.e.m. a motoarelor la I_{gn} .

Caracteristica de magnetizare a motorului include și influența reacției indusului, iar influența curenților turbionari se neglijează.

Trecînd la abaterile adimensionale și grupînd termenii, din relația (2.25) se obține:

$$(T_f p + 1) \bar{I}_g = k_{1f} \bar{\phi}_g + k_{2f} \bar{n} - k_{3f} \bar{v} - T_{fk} p \bar{\phi}_g, \quad (2.29)$$

unde:

$$T_f = \frac{I_{ef}}{R_f + a_{mo} v_o R_{nf}} ; \quad T_{fg} = \frac{2 p_g \sigma_s N_s \phi_{gn}}{(R_f + a_{mo} v_o R_{nf}) I_{gn}} \quad (2.30)$$

sunt constantele de timp, iar

$$k_{1f} = \frac{(R_f + R_{nf}) n_o}{R_f + a_{mo} v_o R_{nf}} ; \quad k_{2f} = \frac{(R_f + R_{nf}) \phi_{go}}{R_f + a_{mo} v_o R_{nf}} ; \quad k_{3f} = \frac{R_{nf} \phi_{mo}}{R_f + a_{mo} v_o R_{nf}} , \quad (2.31)$$

coeficienții de transfer ai circuitului de forță.

2.2.4. Ecuația de mișcare a trenului cu locomotiva diesel-electrica (Tr).

Se consideră un tren format dintr-o locomotivă cu masa m_L [kg] și un convoi de vagoane cu masa m_V [kg], iar pentru a ține scama de masa redusă a părților în mișcare de rotație se vor utiliza coeficienții de inerție γ_L și γ_V .

Locomotiva având forța de tracțiune F_o [N], iar rezistența la mers a trenului fiind R [N], accelerația rezultă:

$$a = \frac{dv}{dt} = \frac{F_o - R}{m_L(I + \gamma_L) + m_V(I + \gamma_V)} \quad (2.32)$$

Considerând $\gamma_L \approx \gamma_V = \gamma$ și exprimând viteza în m/s, se obține:

$$\frac{dv}{dt} = \frac{F_o - R}{(m_L + m_V)(I + \gamma)} \quad (2.33)$$

Schimbarea forței de tracțiune, sau a rezistenței la mers sunt acțiuni perturbatoare asupra trenului și modifică viteza de mers. Această modificare produce la rândul ei schimbarea regimului de funcționare a transmisiei, deci și a forței de tracțiune, ceea ce produce o nouă modificare a vitezei de mers, luând naștere procese tranzitorii.

Mișcarea trenului se consideră stabilă dacă, după o primă abatere a forței de tracțiune sau a rezistenței la înaintare, se stabilește o nouă viteză constantă. Procesul de accelerare este un regim instabil normal și poate fi delimitat printr-o comandă efectuată la momentul potrivit.

Rezistența de mers a trenului depinde de viteza de mers și de profilul căii, fiind o funcție monotonă de viteză, deci se poate liniariza și rezultă:

$$R = R_s + \frac{dR}{dv} \Delta v = \Delta R_f , \quad (2.34)$$

unde: ΔR_f este abaterea datorită profilului căii.

În cazul transmisiei electrice forța de tracțiune nu depinde direct de viteză, deci $\frac{\partial F_o}{\partial v} = 0$, ci de fluxul magnetic și curentul rotoric al motoarelor electrice de tracțiune, care variază cu întârziere la schimbarea vitezei. Motoarele având excitație în serie, forța de tracțiune depinde numai de curent, deci:

$$F_o = F_{os} + \frac{dF_o}{dI_m} \Delta I_m = F_{os} + \frac{dF_o}{dI_g} \Delta I_g \quad (2.35)$$

Ținând seama de faptul că $F_{os} = R_s$, scriind:

$$v = v_s + \Delta v$$

și folosind notațiile adimensionale:

$$\bar{v} = \frac{\Delta v}{v_n}; \quad \bar{l}'_o = \frac{\Delta l'_o}{F_{on}} = \frac{dl'_o}{dl_g} \cdot \frac{l_{gn}}{F_{on}} \bar{l}_g \quad \text{și} \quad \bar{R}_l = \frac{\Delta R_l}{F_{on}}, \quad (2.36)$$

se obține ecuația de mișcare a trenului sub forma:

$$(T_v p + 1)\bar{v} - k_{1v} \bar{l}_g - k_{2v} \bar{R}_l = 0, \quad (2.37)$$

unde:

$$T_v = \frac{(m_L + m_v)(I + \gamma)}{dR} \quad [s] \quad (2.38)$$

este constanta de timp a trenului, iar

$$k_{1v} = \frac{dl'_o}{dR} \cdot \frac{l_{gn}}{v_n} = \frac{dl'_{go}}{dR_o} \quad \text{și} \quad k_{2v} = \frac{l}{dR} \cdot \frac{F_{on}}{v_n} = \frac{l}{dv_o} \quad (2.39)$$

sunt coeficienții de transfer ai trenului.

2.2.5 Ecuația de mișcare a sistemului de reglare automată a grupului MDG.

Reglatoarele utilizate pe motoarele diesel de tracțiune feroviară de mare putere, sunt în general cu acțiune indirectă, având ca element de sesizare un mecanism centrifugal, iar ca element de execuție un servomotor hidraulic care acționează asupra cremalierelor pompelor de injecție. Servomotorul este comandat de către manșonul mecanismului centrifugal, cu ajutorul unui sertar. Între manșon și sertar sunt elemente de legătură rigide, iar sertarul are legătură inversă rigidă sau elastică cu servomotorul hidraulic. Motorul diesel 12 LDA 28, pentru care se stabilesc ecuațiile de mișcare, are un astfel de regulator cu legătură inversă rigidă. Schema constructivă simplificată a acestui regulator este reprezentată în figura 2-3 / K8, P3, T6, Z1/.

Comanda turăției și injecției se realizează cu dispozitivul pneumatic 1, care prin sertarul 2 dirijează intrarea sau ieșirea ulciului în servomecanismul hidraulic 3 de comandă a turăției și injecției. Pistonul inferior al acestui servomecanism acționează asupra manșonului 4 al regulatorului. Greutățile centrifugale 5 sunt antrenate prin roata dințată 6. Între sertarul de comandă 7 al servomotorului de injecție și pistonul 8 al injecției reale este legătură inversă rigidă. Pe partea superioară a pistonului 9 de acționare a cremalierelor 11 ale pompelor de injecție este protectorul de supraalimentare 10. Sertarul 12, acționat de pistonul 8, comandă servomotorul rotativ 13 al regulatorului de câmp.

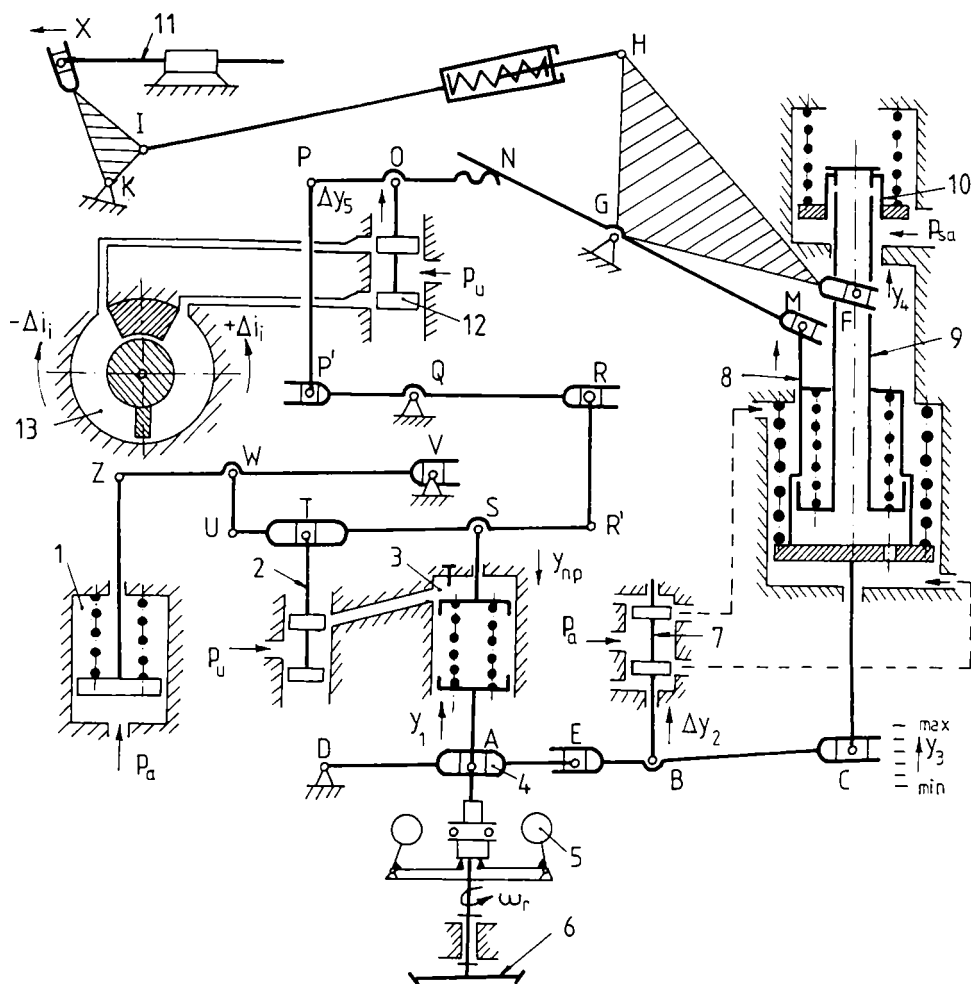


Fig. 2-3 Schema constructivă simplificată a regulatorului tip Sulzer.

2.2.5.1. Ecuația elementului centrifugal.

Accest clement compară turația reală cu cea prescrisă și produce semnalul de comandă proporțional cu abaterca turației. Asupra manșonului elementului cetrifugal din figura 2-4 acționează forța centrifugă redusă (F_c) a maselor m_e în rotație, forța arcurilor elementului de prescriere a turației (F_a), greutatea arcurilor și a bușelor (G) precum și forța de frecare vâscoasă (F_{Rv}) dintre manșon și ghidajul său vertical. Datorită ungerii bunc și a vibrațiilor, frecarea uscată se neglijează / B6, K8, K11, S9, T6 /.

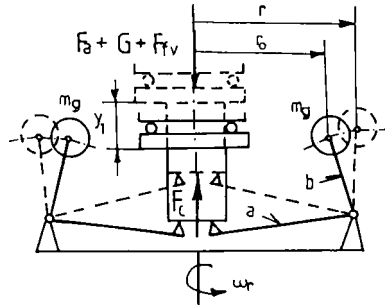


Fig. 2-4 Schema elementului centrifugal.

Axul de antrenare a regulatorului are turația $n_r = i \cdot n$, unde i este raportul de transmitere dintre arborele motor și regulator.

Cu notațiile din figură, forța centrifugă redusă la manșon este :

$$F'_c = 2 m_g \omega_r^2 r \frac{b}{a} = \frac{8 \pi^2}{3600} m_g i^2 n^2 r \frac{b}{a} \quad (2.40)$$

în care, la deplasări mici:

$$r = r_0 + \frac{b}{a} y_1, \quad (2.41)$$

unde:

r_0 este raza de rotație a maselor m_g când manșonul se sprijină pe axul de antrenare;

y_1 - deplasarea manșonului față de poziția sa inferioară.

Înlocuind relația (2.41) în (2.40) se obține:

$$F'_c = k_{cg} n^2 \left(r_0 + \frac{b}{a} y_1 \right), \quad (2.42)$$

unde:

$$k_{cg} = \frac{8 \pi^2}{3600} m_g i^2 \frac{a}{b}. \quad (2.43)$$

În regimul staționar, caracterizat prin n_s și y_{1s} , se poate scrie:

$$F'_{cs} = F'_{as} + G. \quad (2.44)$$

Notând cu k_a rigiditatea totală a arcurilor, iar cu k_{fv} coeficientul de frecare vâscoasă și presupunând că la o deplasare a manșonului cu Δy_1 poziția pistonului din servomecanismul hidraulic 3 rămâne aceeași, se poate scrie:

$$F'_a = F'_{as} + k_a \Delta y_1 \quad (2.45)$$

și

$$F'_{fv} = k_{fv} \frac{d \Delta y_1}{dt}. \quad (2.46)$$

Ecuția de mișcare a elementului centrifugal este deci

$$m_r \frac{d^2 y_1}{dt^2} = F'_c - F'_a - G - F'_{fv}, \quad (2.47)$$

unde m_r este masa redusă la mufă a părților în mișcare ale elementului centrifugal, mărime care depinde de poziția mufei.

Dezvoltând în serie Taylor forțele F'_c și F'_a , rezultă:

$$F'_c = F'_{cs} + \frac{\partial F'_c}{\partial n} \Delta n + \frac{\partial F'_c}{\partial y_1} \Delta y_1 \quad (2.48)$$

$$F'_a = F'_{as} + \frac{\partial F'_a}{\partial y_1} \Delta y_1 \quad (2.49)$$

și cu

$$y_l = y_{ls} + \Delta y_l ,$$

relația (2.47) devine:

$$m_r \frac{d^2 \Delta y_l}{dt^2} + k_{fv} \frac{d \Delta y_l}{dt} + \left(\frac{\partial F_a}{\partial y_l} - \frac{\partial F_c}{\partial y_l} \right) \Delta y_l - \frac{\partial F_c}{\partial n} \Delta n , \quad (2.50)$$

unde derivatele parțiale se referă la regimul staționar. Din relația (2.50) rezultă, că un nou regim staționar apare numai dacă $\frac{\partial F_a}{\partial y_l} > \frac{\partial F_c}{\partial y_l}$.

Notând cu:

$$y_{ln} = y_{lmax} - y_{lmin} \quad (2.51)$$

cursa nominală a mufei, de la injecția zero (y_{lmax}) și până la sarcina nominală (y_{lmin}) și introducând abaterile adimensionale:

$$\bar{y}_l = \frac{\Delta y_l}{y_{ln}} ; \quad \bar{n} = \frac{\Delta n}{n_n} , \quad (2.52)$$

relația (2.50) se transformă în:

$$\left[m_r p^2 + k_{fv} p + \left(\frac{\partial F_a}{\partial y_l} - \frac{\partial F_c}{\partial y_l} \right) \right] \bar{y}_l - \frac{\partial F_c}{\partial n} \cdot \frac{n_n}{y_{ln}} \bar{n} , \quad (2.53)$$

respectiv în:

$$(T_m^2 p^2 + T_{fv} p + 1) \bar{y}_l - k_m \bar{n} , \quad (2.54)$$

unde constantele de timp T_m respectiv T_{fv} și coeficientul de transfer k_m al elementului de măsurare, exprimate cu mărimi dimensionale și apoi adimensionale sunt:

$$T_m^2 = \frac{m_r}{\frac{\partial F_a}{\partial y_l} - \frac{\partial F_c}{\partial y_l}} = \frac{m_r}{\frac{\partial F_{ao}}{\partial y_{lo}} - \frac{\partial F_{co}}{\partial y_{lo}}} \cdot \frac{y_{ln}}{F_{cn}} \quad (2.55)$$

$$T_{fv} = \frac{k_{fv}}{\frac{\partial F_a}{\partial y_l} - \frac{\partial F_c}{\partial y_l}} = \frac{k_{fv}}{\frac{\partial F_{ao}}{\partial y_{lo}} - \frac{\partial F_{co}}{\partial y_{lo}}} \cdot \frac{y_{ln}}{F_{cn}} \quad (2.56)$$

$$k_m = \frac{\frac{\partial F_c}{\partial n} \cdot \frac{n_n}{y_{ln}}}{\frac{\partial F_a}{\partial y_l} - \frac{\partial F_c}{\partial y_l}} = \frac{\frac{\partial F_{co}}{\partial n_n}}{\frac{\partial F_{ao}}{\partial y_{lo}} - \frac{\partial F_{co}}{\partial y_{lo}}} , \quad (2.57)$$

în care forța centrifugă nominală este:

$$F_{cn} = k_{cx} n_n^2 \left(r_o - \frac{h}{a} y_{lmin} \right) . \quad (2.58)$$

Ecuția (2.54) arată, că elementul centrifugal fără frecare este oscilant. În realitate există frecare, mai ales vâscoasă și când $\frac{\partial F_a}{\partial y_l} > \frac{\partial F_c}{\partial y_l}$, oscilațiile se vor amortiza.

Dacă $2T_m \leq T_{fv}$, elementul este aperiodic stabil, iar la $2T_m > T_{fv}$ este oscilant amortizat.

2.2.5.2. Sertarul servomotorului de injecție.

Regulatorul având legătură inversă rigidă, deplasarea sertarului va fi influențată atât de mișcarea mufei, cât și a servomotorului. Schema acestor legături este reprezentată în figura 2-5 pentru două

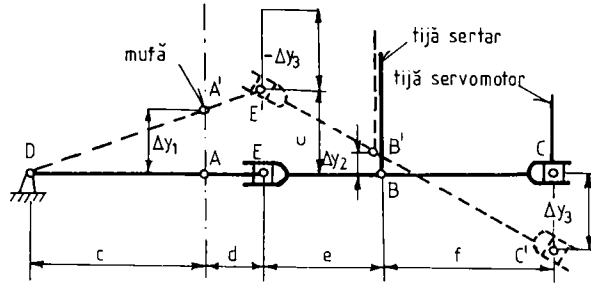


Fig. 2-5 Schema barelor de acționare ale sertarului.

Cu notațiile din figură rezultă:

$$\frac{\Delta y_1}{u} = \frac{c}{c+d} \quad \text{și} \quad \frac{\Delta y_2 - \Delta y_3}{u - \Delta y_3} = \frac{f}{e+f}, \quad (2.59)$$

de unde, după eliminarea deplasării "u" se obține:

$$\frac{c-d}{c} \Delta y_1 = \frac{e+f}{f} \Delta y_2 - \frac{e}{e+f} \Delta y_3, \quad (2.60)$$

respectiv:

$$\Delta y_2 = k_1 \Delta y_1 + k_3 \Delta y_3, \quad (2.61)$$

unde:

$$k_1 = \frac{c+d}{c} \cdot \frac{f}{e+f} \quad \text{și} \quad k_3 = \frac{e}{e+f} \quad (2.62)$$

Admițând că între valorile nominale ale deplasărilor există relația:

$$y_{2n} = k_1 y_{1n} + k_3 y_{3n}, \quad (2.63)$$

după împărțirea relației (2.61) cu (2.63) se obține:

$$\bar{y}_2 = \bar{y}_1 + \bar{y}_3. \quad (2.64)$$

Din (2.64) rezultă că regulatorul are legătură inversă rigidă, deci și caracteristică statică.

În noul regim staționar sertarul este închis, deci:

$$\bar{y}_2 = 0 \quad \text{și} \quad \bar{y}_3 = -\bar{y}_1.$$

2.2.5.3. Servomotorul de injecție.

Intrarea și ieșirea ulciului sub presiune în servomotorul hidraulic de reglare a injecției este comandată de un sertar cilindric, notat cu 5 în figura 2-6. Cele două pistoane ale servomotorului (1 - de

poziții: cea de echilibru reprezentată cu linie continuă și cea din procesul tranzitoriu, produsă de o abatere pozitivă a turății, reprezentată cu linie întreruptă / B6, K11, T6, ***2 /.

S-a presupus că, datorită deschiderii sertarului a pătruns deja ulei în servomotor și pistonul acestuia a coborât, reducând injecția. Unghiurile de rotație fiind mici, se neglijează variația lungimii barelor care posedă cuple de translație.

reglare a excitației și 2 - de reglare a injectiei) se deplasează împreună atâta timp cât presiunea de supraalimentare este în concordanță cu injectia și pistonul 3 al protectorului de supraalimentare nu descoperă orificiul de ieșire al uleiului de sub pistonul 2 /K8,T6/. Numai la o manevrare bruscă a controlerului în sensul măririi puterii, sau la supraîncărcarea motorului pe stand apare o mișcare independentă a acestora. Viteza de mișcare și accelerația pistoanelor 1 și 2 fiind reduse / K8 / , forțele de inerție și cele de frecare vâscoasă se neglijează. Curgerea uleiului se poate considera laminară, iar căderile de presiune în conducte se neglijează / B2, B6, F1, I2, K11, P3, T6 /.

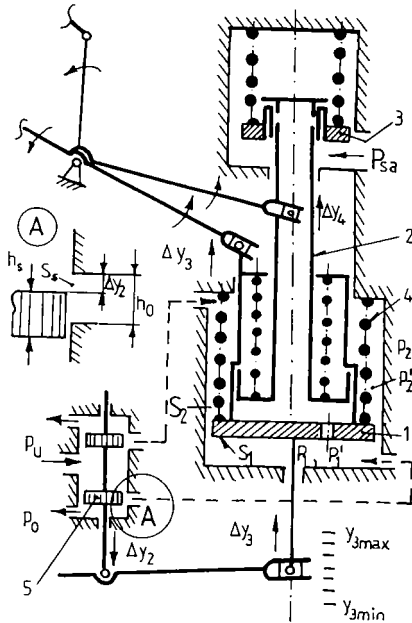


Fig. 2-6 Schema servomotorului de injectie.

poate exprima cu relația:

$$S_s = b_s |\Delta y_2| \quad (2.65)$$

unde b_s este lățimea totală a orificiilor și are valoare constantă dacă orificiile sunt dreptunghiulare, sau ușor ovale (soluție mai frecventă), respectiv variabilă la orificii circulare.

Datorită prezenței arcului 4 și a diferenței dintre suprafețele S_1 și S_2 , forțele active diferă după sensul deplasării Δy_3 , deci mișcarea în cele două sensuri trebuie tratată separat. Presiunile uleiului din spațiile de lucru ale servomotorului s-au notat cu p_1 și p_2 la urcarea, respectiv cu p'_1 și p'_2 la coborârea pistonului 1, iar cea de alimentare cu p_u și presiunea atmosferică cu p_0 .

a. Deplasarea pistonului în sus.

Căderile de presiune prin cele două fante ale sertarului, de intrare și de ieșire, sunt:

$$p_u - p_1 = (1 + \zeta) \frac{\rho v_1^2}{2} \quad \text{și} \quad p_2 - p_0 = (1 + \zeta) \frac{\rho v_2^2}{2} .$$

Coefficienții de rezistență hidraulică (ζ) ale orificiilor de trecere și cele de recuperarea energiei (ε) se consideră de aceeași valoare în ambele sensuri de curgere și la toate orificiile, iar densitatea uleiului $\rho = \text{const.}$ / F1, K11, S9, T6 /.

Având în vedere, că după trecerea uleiului prin orificiile sertarului urmează o expansiune, cu pierderea presiunii dinamice, coeficientul total de rezistență hidraulică va fi $1 + \zeta$.

În regim staționar sertarul este în poziția mijlocie și închide orificiile de trecere a uleiului cu o acoperire de $0,1 \dots 0,022$ mm, deci neglijabilă și se consideră $h_s \approx h_0 / K8$ /. Sertarul 5 se deplasează numai la deplasarea mușei (Δy_1), sau a tijei servomotorului de injecție (Δy_3), deci se poate considera $y_2 = \Delta y_2$. Deplasarea sertarului practic nu depășește înălțimea orificiului / K8 / , adică $|\Delta y_2| \leq h_0$, deci secțiunea fantei de trecere se

iar debitele de ulci:

$$Q_1 = \varepsilon S_s v_1 = S_1 \frac{d\Delta y_3}{dt} \quad \text{și} \quad Q_2 = \varepsilon S_s v_2 = S_2 \frac{d\Delta y_3}{dt} .$$

Eliminând vitezele v_1 și v_2 , se obțin presiunile din servomotor:

$$p_1 = p_u - \frac{\rho}{2\mu^2} \cdot \frac{S_1^2}{S_s^2} \left(\frac{d\Delta y_3}{dt} \right)^2 \quad \text{și} \quad p_2 = p_o + \frac{\rho}{2\mu^2} \cdot \frac{S_2^2}{S_s^2} \left(\frac{d\Delta y_3}{dt} \right)^2 , \quad (2.66)$$

unde: $\mu = \frac{\varepsilon}{\sqrt{I + \zeta}}$ - este coeficientul de debit.

Notând cu F_{ap} acțiunea arcului precomprimat 4 asupra pistonului 1, cu $F_r = F_{r1} + F_{r2}$ forțele de rezistență a mecanismelor acționate de cele două pistoane, cu G_m greutatea ansamblului mobil al servomotorului și neglijând forțele de inerție, ecuația de echilibru este:

$$p_1 S_1 - p_2 S_2 - F_{ap} - F_r - G_m = 0 , \quad (2.67)$$

de unde, după înlocuirea relațiilor (2.66) se obține:

$$\frac{d\Delta y_3}{dt} = S_s \sqrt{\frac{2\mu^2}{\rho} \cdot \frac{p_u S_1 - p_o S_2 - F_{ap} - F_r - G_m}{S_1^2 + S_2^2}} . \quad (2.68)$$

Deoarece variația forței F_{ap} cu deplasarea Δy_3 influențează relativ puțin mișcarea pistonului 1, în calcule se va utiliza valoarea sa în regim staționar, adică:

$$F_{aps} = k_{ap}(f_{ao} + y_{3s}) , \quad (2.69)$$

unde k_{ap} este rigiditatea arcului 4 iar f_{ao} săgata de precomprimare. În acest caz se poate nota:

$$A_1 = \sqrt{\frac{2\mu^2}{\rho} \cdot \frac{p_u S_1 - p_o S_2 - F_{aps} - F_r - G_m}{S_1^2 + S_2^2}} \approx const. \quad (2.70)$$

La mișcarea în sus a pistonului 1, adică la $\Delta y_3 > 0$, se obține $\Delta y_2 = 0$, deci din (2.61) și (2.65) rezultă:

$$S_s = -b_s \Delta y_2 = -b_s(k_1 \Delta y_1 + k_3 \Delta y_3) \quad (2.71)$$

și relația (2.68) devine:

$$\frac{d\Delta y_3}{dt} = -b_s A_1 (k_1 \Delta y_1 + k_3 \Delta y_3) , \quad (2.72)$$

iar după împărțirea cu $A_1 b_s k_3$ și trecând la valori adimensionale, se obține ecuația de mișcare a unui element aperiodic de ordinul unu:

$$(T_{st} p + 1) \bar{y}_3 = -\bar{y}_1 , \quad (2.73)$$

unde:

$$T_{st} = \frac{1}{A_1 b_s k_3} \quad (2.74)$$

este constanta de timp a ansamblului sertar - servomotor - legătură inversă rigidă, la mișcarea pistonului 1 în sus.

b. Deplasarea pistonului în jos.

Procedând în mod similar ca mai sus și ținând seama de faptul că în acest caz $\Delta y_3 = 0$ iar

$\Delta y_2 \approx 0$, deci $S_2 = b_s \Delta y_2$ și notând:

$$A_2 = \sqrt{\frac{2\mu^2}{\rho} \cdot \frac{p_u S_2 - p_o S_1 + F_{aps} + (G_m - F_r)}{S_1^2 + S_2^2}}, \quad (2.70')$$

se obține:

$$- \frac{d\Delta y_3}{dt} = b_s A_2 (k_1 \Delta y_1 + k_3 \Delta y_3), \quad (2.72')$$

respectiv:

$$(T_{s2} p + 1) \bar{y}_3 = - \bar{y}_1, \quad (2.73')$$

unde:

$$T_{s2} = \frac{l}{A_2 b_s k_3} \quad (2.74')$$

este constanta de timp la mișcarea pistonului 1 în jos.

După cum rezultă din (2.73) și (2.73'), în noul regim staționar:

$$\bar{y}_3 = - \bar{y}_1,$$

ceea ce arată că regulatorul mecanic are caracteristică statică, deci fără intervenția regulatorului de câmp nu poate menține constantă turația motorului atunci când sarcina variază.

Pentru ca forța medie disponibilă pentru acționarea pompei de injecție și a sertarului regulatorului de câmp să nu depindă de sensul de mișcare a pistonului 1, trebuie să fie îndeplinită condiția:

$$(p_u - p_o)(S_1 - S_2) = 2(F_{aps} - G_m), \quad (2.75)$$

de unde se poate determina una din mărimile: p_u , S_1 - S_2 , sau F_{apmed} .

2.2.5.4. Cremalierile pompelor de injecție.

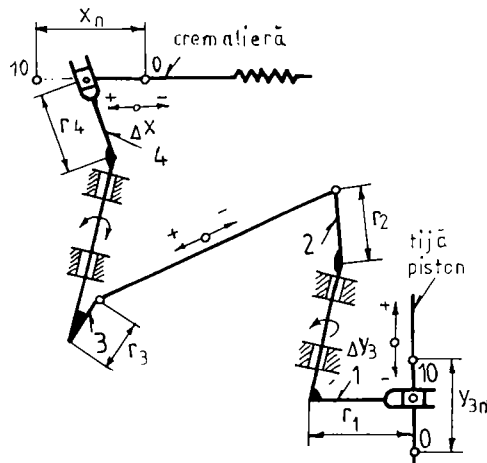


Fig. 2-7 Schema mecanismului de acționare a cremalierelor.

Tija pistonului servomotorului de combustibil pune în mișcare cremalierile pompelor de injecție prin elementele, 1...4 din figura 2 - 7. La deplasarea în sus a tijei 2 a servomotorului (fig.2-6) cu $\Delta y_4 = \Delta y_3 = 0$, cremalierile se deplasează în sensul măririi injecției cu $\Delta x \neq 0$, iar relația de legătură între aceste mărimi este:

$$\Delta x = \frac{r_2}{r_1} \cdot \frac{r_4}{r_3} \Delta y_3. \quad (2.76)$$

Valorile nominale x_n și y_{3n} ale deplasărilor fiind legate printr-o relație similară, rezultă relația adimensională:

$$\bar{x} = \bar{y}_3. \quad (2.77)$$

2.2.5.5. Sertarul servomotorului regulatorului de câmp.

Mecanismul de acționare a sertarului de comandă a servomotorului regulatorului de câmp

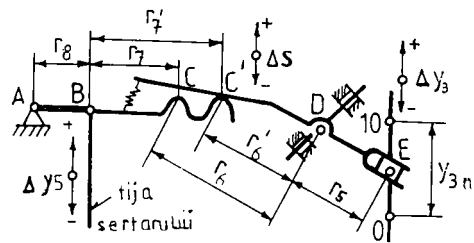


Fig. 2-8 Schema mecanismului de acționare a sertarului.

(fig. 2-8) uă .e.im.r. d.st.net. / K., P3, T6, Z1, ***2 /:

- la $n < 475$ rot/min mișcarea se transmite prin brațele r'_6 și r'_7 ;

- la $n > 475$ rot/min prin brațele r_6 și r_7 .

Poziția punctului A depinde de turația comandată, indicând de față injectia rescrisă.

La $n > 475$ rot/min, conform figurii 2-8 se poate scrie:

$$\frac{\Delta y_3}{r_5} = \frac{\Delta s}{r_6} \quad \text{și} \quad \frac{\Delta s}{r_7 \cdot r_8} = \frac{\Delta y_5}{r_8}, \quad (2.78)$$

de unde rezultă:

$$\Delta y_5 = \frac{r_6 \cdot r_8}{r_5 \cdot r_7 \cdot r_8} \Delta y_3, \quad (2.79)$$

Similar la $n < 475$ rot/min rezultă:

$$\Delta y_5 = \frac{r'_6 \cdot r_8}{r_5 \cdot r'_7 \cdot r_8} \Delta y_3 \quad (2.79')$$

Admițând că:

$$y_{5n} = \frac{r_6 \cdot r_8}{r_5 \cdot r_7 \cdot r_8} y_{3n}, \quad (2.80)$$

rezultă ecuația de mișcare în abateri relative:

$$\bar{y}_5 = \bar{y}_3 \quad (2.81)$$

și

$$\bar{y}'_5 = k_5 \bar{y}'_3, \quad (2.81')$$

unde: $k_5 = \frac{r'_6 \cdot r_7 \cdot r_8}{r_6 \cdot r_7 \cdot r_8}$ - este un coeficient adimensional.

2.2.5.6 Servomotorul regulatorului de câmp.

După cum se vede în figura 2-9, la deplasarea în sus a sertarului 1 al servomotorului rotativ față de poziția mijlocie, fantele sertarului rămân descoperite.

Uleiul sub presiune pătrunde în spațiul 3 al servomotorului iar din spațiul 4 se scurge spre carter, în timp ce pistonul rotativ 2 este rotit în sens trigonometric cu unghiul $\Delta\varphi$. La coborârea sertarului 1 fenomenul are loc invers. Treccrea ulciului sub presiune spre servomotor este frânată de bușele de amortizare 5, care au la capetele lor dinspre pistoane câte trei fante înguste, cu lățimea totală b_f și cu

înălțimea $h_f / K8, P2, P3, T6, Z1, ***2 /$. Cu excepția unor intervenții brutale asupra sistemului de comandă - reglare, deplasarea sertarului în general este $\Delta y_s \leq h_f / K8, T6 /$, deci se poate considera

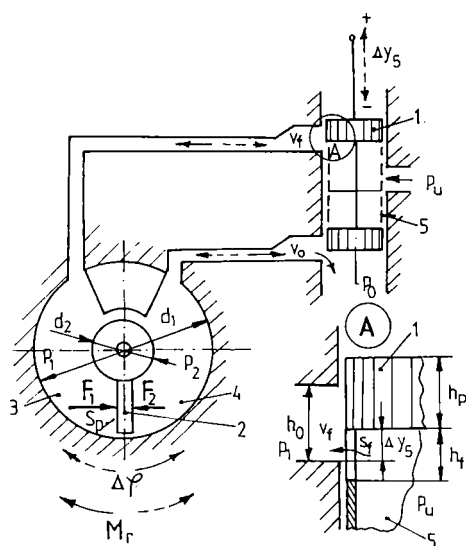


Fig. 2-9 Schema servomotorului regulatorului de câmp.

unde: v_f și v_o reprezintă vitezele de trecere a uleiului prin fantele bușelor de amortizare, respectiv prin orificiile bușei sertarului;

$$S_p = \frac{d_1 - d_2}{2} \cdot l - \text{suprafața activă a pistonului rotativ};$$

l - lungimea pistonului rotativ;

$$r_p = \frac{d_1 + d_2}{4} - \text{raza medie a pistonului rotativ};$$

$\Delta\varphi$ [rad] - unghiul de rotație al pistonului față de poziția stabilizată;

ε_f și ε_o - coeficienții de reducere a secțiunii.

Deoarece $b_o \gg b_f$, rezultă că $v_o \ll v_f$ și $\varepsilon_f \neq \varepsilon_o$; $\zeta_f \neq \zeta_o$.

Căderile de presiune pentru intrarea și ieșirea uleiului sunt:

$$p_u - p_1 = (1 + \zeta_f) \frac{\rho v_f^2}{2} \quad (2.85)$$

$$p_2 - p_o = (1 + \zeta_o) \frac{\rho v_o^2}{2}$$

și eliminând vitezele din (2.84) și (2.85) se obține:

$$p_1 = p_u - \frac{\rho}{2\mu_f^2} \cdot \left(\frac{S_p r_p}{h_f \Delta y_s} \right)^2 \cdot \left(\frac{d\Delta\varphi}{dt} \right)^2 \quad (2.86)$$

$$p_2 = p_o - \frac{\rho}{2\mu_o^2} \cdot \left(\frac{S_p r_p}{b_o \Delta y_s} \right)^2 \cdot \left(\frac{d\Delta\varphi}{dt} \right)^2$$

și se poate considera
cu deplasarea, adică:

$$S_f = b_f \Delta y_s \quad (2.82)$$

Cele trei orificii din bușea sertarului, descoperite de sertar, au formă dreptunghiulară cu colțuri ușor rotunjite, cu lățimea totală b_o , deci secțiunea de trecere a uleiului este:

$$S_o = b_o \Delta y_s \quad (2.83)$$

Debitul de ulei ce intră în servomotor, respectiv iese din acesta, se poate scrie:

$$\varepsilon_f S_f v_f = S_p r_p \frac{d\Delta\varphi}{dt} \quad (2.84)$$

$$\varepsilon_o S_o v_o = S_p r_p \frac{d\Delta\varphi}{dt}$$

unde s-au notat: $\mu_f^2 = \frac{\varepsilon_f^2}{l + \zeta_f}$ și $\mu_o^2 = \frac{\varepsilon_o^2}{l + \zeta_o}$

Accelerația unghiulară și momentul de inerție al pistonului rotativ având valori neglijabile, se poate scrie:

$$(p_1 - p_2) S_p r_p - M_r = 0 \quad (2.87)$$

unde M_r este momentul rezistent de frecare a servomotorului rotativ și a regulatorului de câmp, având valoare relativ mică.

Introducând mărimile adimensionale: $\bar{\varphi} = \frac{\Delta\varphi}{\varphi_n}$ și $\bar{y}_s = \frac{\Delta y_s}{y_{sn}}$ și utilizând relațiile

(2.86) și (2.87), se obține ecuația de mișcare a servomotorului regulatorului de câmp:

$$T_{sc} p \bar{\varphi} = \bar{y}_s, \quad (2.88)$$

unde:
$$T_{sc} = \frac{S_p r_p \varphi_n}{b_f y_{sn}} \sqrt{\frac{\rho}{2} \frac{\frac{l}{\mu_f^2} + \frac{l}{\mu_o^2} \left(\frac{b_f}{h_o}\right)^2}{p_u - p_o - \frac{M_r}{S_p r_p}}} \quad (2.89)$$

este constanta de timp a servomotorului. Relația (2.88) arată că servomotorul (fără reacție inversă) constituie un element de integrare.

2.2.5.7 Regulatorul de câmp.

Rezistența regulatorului de câmp este reglată cu ajutorul unui cursor rotativ cu perii, ce alunecă

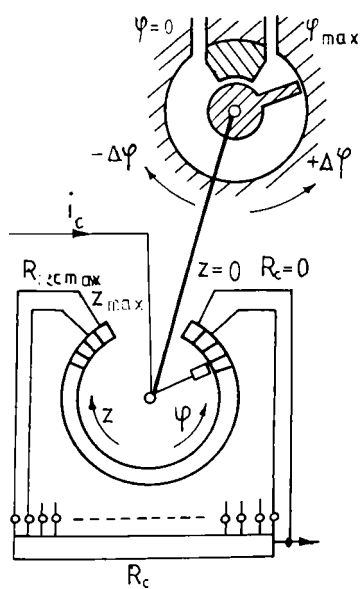


Fig. 2-10 Schema regulatorului de câmp.

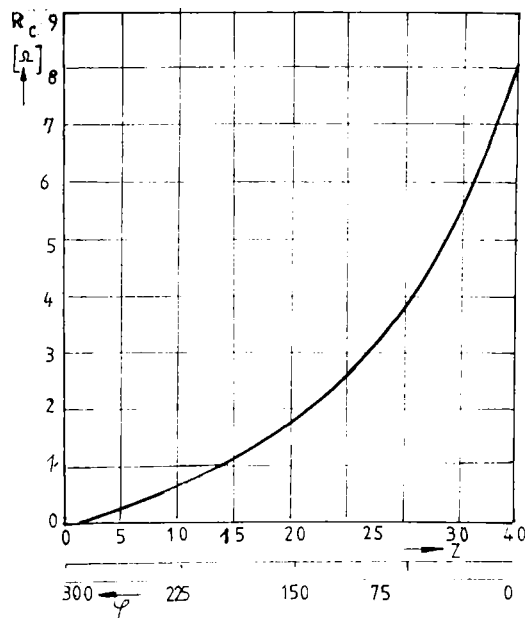


Fig. 2-11 Legea de variație a rezistenței R_c .

pe lamelele legate la prizele rezistenței R_c , iar cursorul este antrenat de către servomotorul hidraulic rotativ (fig. 2-10) / K8, P3, T6, Z1, Z3, ***2 / . Variația rezistenței R_c în funcție de poziția cursorului (z), respectiv a unghiului de rotație a acestuia (φ) este prezentată în figura 2-11, / T6, ***2 / , având o lege exponențială și se poate exprima sub forma:

$$R_c = R_{ref} [e^{a(\varphi_{max} - \varphi)^2 + b(\varphi_{max} - \varphi) + c} - 1] , \quad (2.90)$$

unde: R_{ref} este o rezistență de referință de valoare arbitrară;

a,b,c - constante, legate de valoarea R_{ref} admisă.

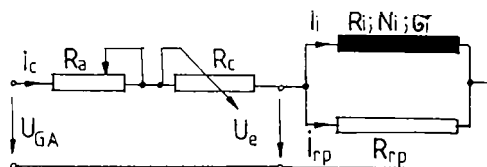


Fig. 2-12 Schema circuitului de alimentare a excitației independente.

Convenția de semn pentru φ s-a admis ca la $\Delta\varphi > 0$ să avem $\Delta i_i > 0$, deci și $\Delta U_e > 0$.

Schema circuitului de alimentare a înfășurării de excitație independentă a generatorului este reprezentată în figura 2-12, în varianta utilizării rezistenței de protecție R_{rp} /***2/. Cu R_a s-a notat rezistența adițională din circuit. Tensiunea

U_e la bornele excitației independente depinde, pe lângă parametrii circuitului de alimentare și de variația fluxului generatorului.

Neglijând autoinducția și inducția mutuală în înfășurarea de excitație independentă, ecuațiile de tensiuni și de curenți sunt:

$$\begin{aligned} U_e - U_{GA} + (R_a + R_c) i_c &= 0 \\ - U_{GA} + (R_a + R_c) i_c + R_{rp} i_{rp} &= 0 \\ - U_e - R_i i_i + 2 p_g \sigma_i N_i \frac{d\phi_g}{dt} &= 0 \\ i_c - i_i - i_{rp} &= 0 , \end{aligned} \quad (2.91)$$

de unde rezultă:

$$U_e = \frac{R_i U_{GA} + 2 p_g \sigma_i (R_a + R_c) N_i \frac{d\phi_g}{dt}}{(R_a + R_c) \left(\frac{R_i}{R_{rp}} + 1 \right) + R_i} \quad (2.92)$$

La instalațiile existente / T10, T6, Z1, ***2 / generatorul auxiliar are regulator rapid de tensiune, deci $U_{GA} = \text{constant}$.

Dezvoltând în serie Taylor și luând numai termenii de gradul unu, din (2.92) se obține:

$$\Delta U_e = \frac{\partial U_e}{\partial R_c} \frac{\partial R_c}{\partial \varphi} \Delta \varphi + \frac{\partial U_e}{\partial \left(\frac{d\phi_g}{dt} \right)} \frac{d(\Delta \phi_g)}{dt} , \quad (2.93)$$

unde:

$$\frac{\partial U_e}{\partial R_c} = - R_i \frac{\left(\frac{R_i}{R_{rp}} + 1 \right) U_{G\Delta} - 2 p_g \sigma_i N_i \left(\frac{d\phi_g}{dt} \right)_s}{\left[(R_a + R_{cs}) \left(\frac{R_i}{R_{rp}} + 1 \right) + R_i \right]^2} - a_{uc}$$

$$\frac{\partial U_e}{\partial \left(\frac{d\phi_g}{dt} \right)} = 2 p_g \sigma_i N_i \frac{R_a + R_{cs}}{(R_a + R_{cs}) \left(\frac{R_i}{R_{rp}} + 1 \right) + R_i} - 2 p_g \sigma_i N_i k_r > 0 \quad (2.94)$$

$$\frac{\partial R_c}{\partial \varphi} = - R_{ref} [2a(\varphi_{\max} - \varphi_s) + b] e^{a(\varphi_{\max} - \varphi_s)^2 + b(\varphi_{\max} - \varphi_s)^c} - a_c < 0 ,$$

iar $k_r = \frac{R_a + R_{cs}}{(R_a + R_{cs}) \left(\frac{R_i}{R_{rp}} + 1 \right) + R_i}$

La construcțiile existente, în regimurile de funcționare practic posibile:

$$\left(\frac{R_i}{R_{rp}} + 1 \right) U_{G\Delta} > 2 p_g \sigma_i N_i \left(\frac{d\phi_g}{dt} \right), \text{ deci } a_{uc} > 0 \text{ și } \frac{\partial U_e}{\partial R_c} < 0 .$$

Înlocuind expresiile (2.94) în (2.93) și trecând la valori adimensionale, se obține:

$$\bar{U}_e = k_e \bar{\varphi} + T_{ex} p \bar{\phi}_g , \quad (2.95)$$

unde:

$$T_{ex} = 2 p_g \sigma_i N_i k_r \frac{\phi_{gn}}{U_{en}} \text{ este constanta de timp ,} \quad (2.96)$$

$$\text{iar } k_e = \frac{a_c a_{uc} \varphi_n}{U_{en}} = a_{co} a_{uco} - \text{coeficientul de transfer .}$$

Dacă relațiile (2.95) și (2.96) se înlocuiesc în ecuația (2.22) a excitației generatorului, aceasta devine:

$$(T_g' p + 1) \bar{\phi}_g = k_{1g} \bar{\varphi} + k_{2g} \bar{n} - k_{3g} \bar{I}_x , \quad (2.97)$$

unde noua constantă de timp este:

$$T_g' = \frac{2 p_g a_g \left[\frac{(1 - k_r) \sigma_i N_i^2}{R_i} + \frac{\sigma_p N_p^2}{R_p} \right]}{1 - \frac{a_g N_p E_{gn} n_s}{R_p \phi_{gn} n_n}} = \frac{2 p_g a_g \left[\frac{(1 - k_r) \sigma_i N_i^2}{R_i} + \frac{\sigma_p N_p^2}{R_p} \right]}{1 - a_{go} \theta_{pno} n_o} . \quad (2.98)$$

Coeficientul de transfer pentru unghiul de rotație a servomotorului regulatorului de câmp arc expresia:

$$k_{1g} = \frac{a_g a_c a_{uc} N_i \varphi_n}{R_i \phi_{gn} \left(1 - \frac{a_g N_p E_{gn} n_s}{R_p \phi_{gn} n_n} \right)} \frac{a_{go} a_{co} a_{uco} \theta_{un}}{1 - a_{go} \theta_{pno} n_o} , \quad (2.99)$$

în care s-a notat cu:

$$a_{co} = - \frac{\partial R_c}{\partial \varphi} \frac{\varphi_n}{R_{cn}} - \frac{\partial R_{co}}{\partial \varphi_o} - \text{coeficientul unghiular al caracteristicii rezistenței regulatorului}$$

de câmp în valori relative, cu semn schimbat;

$$\text{iar cu: } \alpha_{uco} = - \frac{\partial U_e}{\partial R_c} \cdot \frac{R_{cn}}{U_{en}} = - \frac{\partial U_{eo}}{\partial R_{co}} \quad \text{- similar pentru caracteristica } U_e.$$

2.2.5.8. Ecuațiile sistemului de reglare.

Sistemul de ecuații ce caracterizează dinamica întregii instalații de reglare a grupului MDG este deci :

$$(T_m^2 p^2 + T_{fv} p + 1) \bar{y}_1 = k_m \bar{n} \quad (2.54)$$

$$\bar{y}_2 = \bar{y}_1 + \bar{y}_3 \quad (2.64)$$

$$T_s p \bar{y}_3 = - \bar{y}_2 \quad (2.73), (2.73')$$

$$\bar{x} = \bar{y}_3 \quad (2.77)$$

$$\bar{y}_5 = - \bar{y}_3 \quad (2.81)$$

$$T_{sc} p \bar{\varphi} = \bar{y}_5 \quad (2.88)$$

$$\bar{U}_e = k_e \bar{\varphi} + T_{ex} p \bar{\phi}_g, \quad (2.95)$$

iar schema structurală este reprezentată în figura 2-13, unde cu \bar{y}_{np} s-a notat abaterea relativă a coordonatei pistonului de prescriere a turației și injectiei, ca mărime de comandă (în ecuații s-a considerat $\bar{y}_{np} = 0$).

Utilizând relațiile (2.54), (2.64), (2.73) sau (2.73') și (2.77), cu \bar{n} ca mărime de intrare, ecuația buclei de reglare a injectiei devine:

$$(T_m^2 p^2 + T_{fv} p + 1)(T_s p + 1) \bar{x} = - k_m \bar{n} \quad (2.100)$$

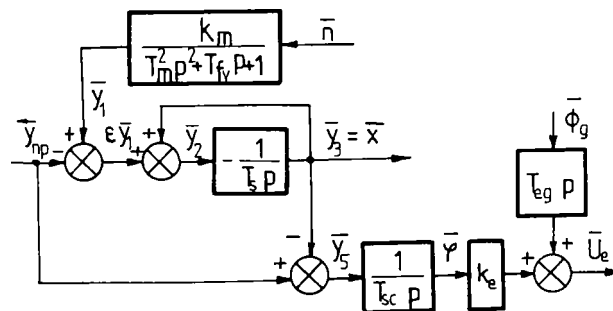


Fig. 2-13 Schema structurală a sistemului de reglare.

excitației se consideră $\bar{\varphi}$, iar \bar{x} este mărimea de intrare. Cu relațiile (2.77), (2.81) și (2.88), ecuația de mișcare a regulatorului de câmp devine:

$$T_{sc} p \bar{\varphi} = - \bar{x} \quad (2.102)$$

La reglatoarele cu acțiune indirectă (cu servomotor) constantele de timp T_m^2 și T_{fv} având valori mici față de T_s , la studiul stabilității sistemului se pot neglija și ecuația buclei de reglare a injectiei devine:

$$(T_s p + 1) \bar{x} = - k_m \bar{n}. \quad (2.101)$$

Relația (2.95) fiind inclusă în (2.97), ca mărime de ieșire pentru sistemul de reglare a

2.3. Analiza stabilității funcționării grupului MDG în diferite regimuri.

2.3.1. Sistemul de ecuații.

În timpul procesului de reglare, la o poziție fixă a elementului de comandă, funcționarea în comun a sistemului energetic al locomotivei cu trenul și cu sistemul de reglare automată a grupului MDG, este redată de ecuațiile:

$$(T_d p + N) \bar{n} = k_x \bar{x} - k_{1d} \bar{I}_g - k_{2d} \bar{\phi}_g \quad (2.8)$$

$$(T_g p + I) \bar{\phi}_g = k_{1g} \bar{U}_e + k_{2g} \bar{n} - k_{3g} \bar{I}_g \quad (2.22)$$

$$(T_f p + I) \bar{I}_g = k_{1f} \bar{\phi}_g + k_{2f} \bar{n} - k_{3f} \bar{v} - T_{fg} p \bar{\phi}_g \quad (2.27)$$

$$(T_v p + I) \bar{v} = k_{1v} \bar{I}_g - k_{2v} \bar{R}_l \quad (2.37)$$

$$(T_m^2 p^2 + T_{fv} p + I) \bar{y}_l = k_m \bar{n} \quad (2.54)$$

$$(T_s p + I) \bar{y}_3 = \bar{y}_l \quad (2.73) \text{ sau } (2.73')$$

$$\bar{x} = \bar{y}_3 \quad (2.77)$$

$$\bar{y}_5 = -\bar{y}_3 \quad (2.81)$$

$$T_{sc} p \bar{\varphi} = \bar{y}_5 \quad (2.88)$$

$$\bar{U}_e = k_e \bar{\varphi} + T_{eg} p \bar{\phi}_g \quad (2.95)$$

Schema structurală corespunzătoare acestui sistem este reprezentată în figura 2-14. În sistemul de ecuații singura perturbație este \bar{R}_l , dar pe schemă s-au mai reprezentat: abaterea momentului rezistent al instalațiilor auxiliare (\bar{M}_{aux}), abaterea momentului motor datorată defecțiunilor sistemului de injecție (\bar{M}_{di}) și abaterea mărimii de prescriere a turației și injecției prin deplasarea controlerului de comandă (\bar{y}_{np}).

Acest sistem de 10 ecuații se pretează la unele simplificări, ca:

- se poate considera $T_m^2 = 0$ și $T_{fv} = 0$, cum s-a arătat la 2.2.5.8;
- în locul ecuațiilor (2.54), (2.73) și (2.77) se poate utiliza (2.101);
- în locul ecuațiilor (2.77), (2.81) și (2.88) se poate utiliza (2.102);
- ecuațiile (2.22) și (2.95) se pot combina și se înlocuiesc cu (2.97);
- pentru situațiile practic întâlnite, mai ales când în definiția lui T_d expresia $\frac{\partial M_{di}}{\partial n_o}$ se ia în

valoare algebrică, se admite $N=1$.

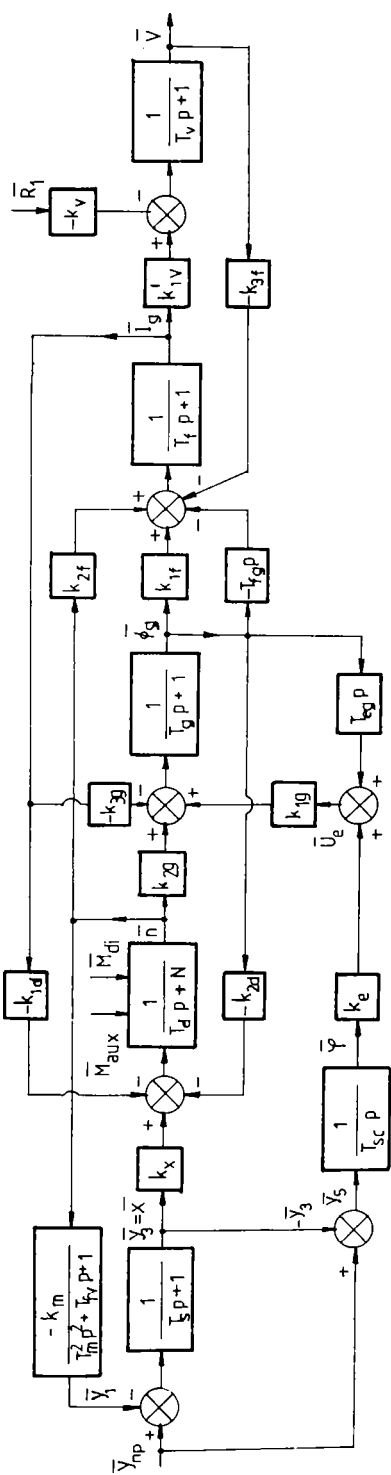
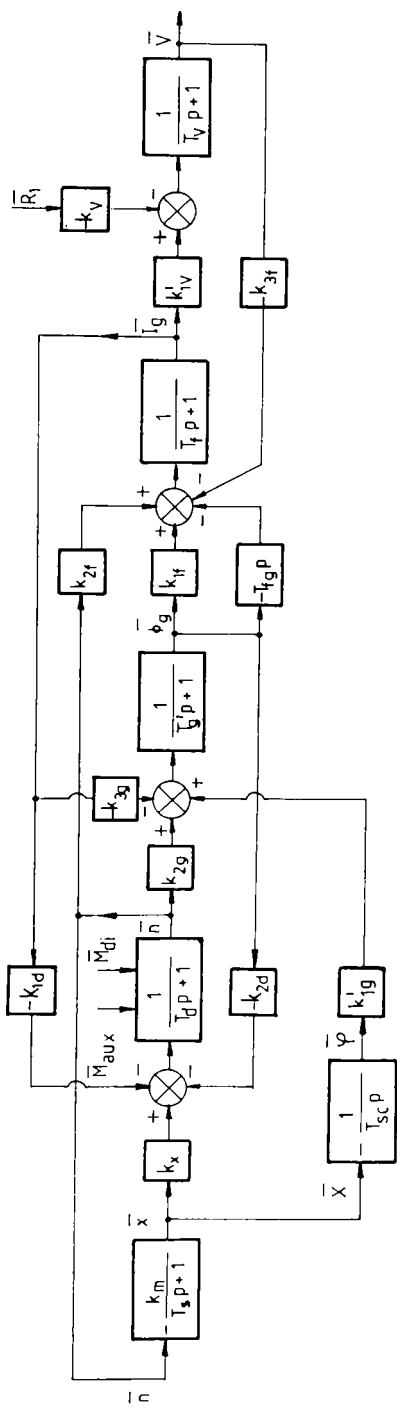


Fig. 2-14. Schema structurală completă a instalației de forță și de reglare

Fig. 2-15. Schema structurală simplificată a instalației de forță și de reglare (la $\bar{y}_{np}=0$)

Cu aceste simplificări sistemul de ecuații devine / T10, T6 /:

$$(T_d p + 1) \bar{n} = k_x \bar{x} - k_{1d} \bar{I}_g - k_{2d} \bar{\phi}_g \quad (2.8)$$

$$(T_g' p + 1) \bar{\phi}_g = k_{1g}' \bar{\varphi} + k_{2g} \bar{n} - k_{3g} \bar{I}_g \quad (2.97)$$

$$(T_f p + 1) \bar{I}_g = (k_{1f} - T_{fg} p) \bar{\phi}_g + k_{2f} \bar{n} - k_{3f} \bar{v} \quad (2.27)$$

$$(T_v p + 1) \bar{v} = k_{1v} \bar{I}_g - k_{2v} \bar{R}_1 \quad (2.37)$$

$$(T_s p + 1) \bar{x} = k_m \bar{n} \quad (2.101)$$

$$T_{sc} p \bar{\varphi} = -\bar{x} \quad (2.102)$$

Schema structurală simplificată, construită pe baza acestui sistem de ecuații este reprezentată în figura 2-15 și conține mai multe reacții inverse, unele fiind încrucișate.

2.3.2. Criterii de stabilitate.

Calitatea primordială a unui SRA este stabilitatea funcționării. Cât timp procesul supravegheat se găsește în regim staționar, SRA este inactiv, dar la apariția unor perturbații, care modifică mărimea reglată, sistemul de reglare acționează în sensul readucerii procesului fie la vechiul regim, fie la un regim staționar apropiat de cel precedent. Dacă SRA realizează această performanță se numește stabil, în caz contrar este instabil și în loc să înlăture efectele perturbației, le poate și amplifica / B14, O1 /.

Procesul tranzitoriu ce are loc pe durata timpului de reglare este faza esențială a funcționării SRA, este mișcarea sa liberă. Sistemul de ecuații diferențiale ce descrie funcționarea SRA și a procesului reglat, se poate transforma într-o ecuație diferențială de ordin superior, cu coeficienți constanți, de forma:

$$a_n y^{(n)} + a_{n-1} y^{(n-1)} + \dots + a_1 y^{(1)} + a_0 y = b_m x^{(m)} + b_{m-1} x^{(m-1)} + \dots + b_1 x^{(1)} + b_0 x \quad (2.103)$$

Mișcarea liberă este descrisă de soluția generală a ecuației omogene, cu ecuația caracteristică:

$$a_n p^n + a_{n-1} p^{n-1} + \dots + a_1 p + a_0 = 0 \quad (2.104)$$

și are forma:

$$y(t) = \sum_{i=1}^n C_i e^{p_i t} \quad (2.105)$$

în care p_i sunt rădăcinile ecuației caracteristice, iar constantele C_i se determină din condițiile inițiale.

Pentru ca sistemul să fie stabil, este necesar și suficient ca:

$$Re p_i < 0 \quad (2.106)$$

Dacă în ecuațiile diferențiale s-au utilizat abaterile relative de la valorile staționare, atunci sistemul este asimptotic stabil când:

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \bar{y}(t) = 0 \quad (2.107)$$

Rezolvarea ecuațiilor caracteristice de grad superior fiind dificilă, pentru cercetarea stabilității se utilizează criteriile de stabilitate algebrice (criteriul Hurvitz, criteriul Routh, etc.), sau cele frecvențiale (descompunerea în domenii D după unul sau doi parametri, criteriul Mihailov, criteriul Nyquist, etc.) /B14,C1,G4,M3,O1/.

Criteriile algebrice se aplică relativ simplu numai la $n \leq 4$, dar permit urmărirea influenței oricărui parametru din sistemul de ecuații.

Criteriile frecvențiale, care utilizează pentru analiză funcția de transfer a sistemului, se aplică bine pentru orice grad al ecuației caracteristice, dar se impune cunoașterea valorilor ciferice ale tuturor constantelor. Metoda descompunerii D în domenii de stabilitate permite numai urmărirea influenței a cel mult doi parametri.

La studiul stabilității funcționării sistemului energetic și de reglare al locomotivei, se urmărește determinarea valorii limită a tangentei unghiului de înclinație a caracteristicii de turație a momentului motor $\lambda = \frac{\partial M_{dr}}{\partial n_o}$, la care grupul MDG încă funcționează stabil. Intrucât această mărime intră în expresia mai multor coeficienți, pentru determinarea domeniului de stabilitate se pretează atât metoda descompunerii în domenii D indicat de J.I.Nejmark, cât și criteriul Hurvitz.

Pentru ca un sistem să fie asimptotic stabil, după Hurvitz este necesar și suficient ca toți coeficienții ecuației caracteristice (2.104) să fie pozitivi, iar determinantul Hurvitz:

$$D_n = \begin{vmatrix} a_{n-1} & a_{n-3} & a_1 & 0 & 0 & 0 & \dots \\ a_n & a_{n-2} & a_2 & a_0 & 0 & 0 & \dots \\ 0 & a_{n-1} & a_3 & a_1 & 0 & 0 & \dots \\ 0 & a_n & a_4 & a_2 & a_0 & 0 & \dots \\ & & & & & & \dots \\ & & & & & & a_0 \end{vmatrix} \quad (2.108)$$

și toți minorii săi după diagonala principală să fie pozitivi / B14, M3, O1 /.

La aplicarea metodei descompunerii D după parametrul $\lambda = \frac{\partial M_{dr}}{\partial n_o}$, se ține seama de faptul că λ intră în componența coeficienților ecuației caracteristice sub forma liniară:

$$a_i = -b_i \lambda + c_i. \quad (2.109)$$

Aducând sistemul la limita de stabilitate, prin determinarea unei rădăcini $p = j\omega$ situată pe axa imaginară, λ ajunge la valoarea sa critică λ_{cr} , iar ecuația (2.104) se poate aduce la forma:

$$-M(j\omega) \lambda_{cr} + N(j\omega) = 0, \quad (2.110)$$

de unde:

$$\lambda_{cr} = \frac{N(j\omega)}{M(j\omega)} = Re \lambda_{cr} + j Im \lambda_{cr}. \quad (2.111)$$

Având în vedere că parametrul λ poate lua numai valori reale, rezultă că valoarea limită este:

$$\lambda_{lim} = Re \lambda_{cr}, \text{ la } Im \lambda_{cr} = 0. \quad (2.112)$$

Curba $\lambda_{cr}(\omega)$, la $\omega > 0$ împarte planul în două domenii, stabil și instabil, deoarece la trecerea prin această curbă, în planul rădăcinilor ecuației caracteristice are loc trecerea prin axa imaginară, adică se schimbă semnul părții reale a rădăcinilor. Care dintre domenii este stabil, se determină prin aplicarea criteriului Hurvitz pentru o valoare particulară, convenabil aleasă, a parametrului λ / B14, O1 /.

2.3.3. Ecuația caracteristică a întregului sistem.

Sistemul de ecuații obținut la punctul 2.3.1., format din relațiile (2.8), (2.97), (2.27), (2.101) și (2.102), prin scrierea necunoscutelor în ordinea \bar{n} , $\bar{\phi}_g$, \bar{I}_g , \bar{v} , \bar{x} și $\bar{\varphi}$, se poate aduce la forma:

$$\begin{aligned}
 (T_d p + I) \bar{n} + k_{2d} \bar{\phi}_g + k_{1d} \bar{I}_g - k_x \bar{x} &= 0 \\
 -k_{2g} \bar{n} + (T_g' p + I) \bar{\phi}_g + k_{3g} \bar{I}_g - k_{1g}' \bar{\varphi} &= 0 \\
 -k_{2f} \bar{n} - (k_{1f} - T_{fg} p) \bar{\phi}_g + (T_f p + I) \bar{I}_g + k_{3f} \bar{v} &= 0 \\
 -k_{1v} \bar{I}_g + (T_v p + I) \bar{v} - k_v \bar{R}_l &= 0 \\
 k_m \bar{n} + (T_s p + I) \bar{x} &= 0 \\
 \bar{x} + T_{sc} p \bar{\varphi} &= 0
 \end{aligned} \tag{2.113}$$

Ecuația caracteristică a sistemului se obține egalând cu zero determinantul său principal, adică din:

$$\begin{vmatrix}
 T_d p + I & k_{2d} & k_{1d} & 0 & -k_x & 0 \\
 -k_{2g} & T_g' p + I & k_{3g} & 0 & 0 & k_{1g}' \\
 -k_{2f} & -(k_{1f} - T_{fg} p) & T_f p + I & k_{3f} & 0 & 0 \\
 0 & 0 & -k_{1v} & T_v p + I & 0 & 0 \\
 k_m & 0 & 0 & 0 & T_s p + I & 0 \\
 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & T_{sc} p
 \end{vmatrix} = 0 \tag{2.114}$$

Dezvoltând acest determinant obținem o ecuație de forma (2.104), de gradul $n = 6$, cu coeficienții a_i :

$$a_6 = T_d T_g' T_f T_v T_s T_{sc} \tag{2.115}$$

$$a_5 = \{T_d [(T_g' + T_f - k_{3g} T_{fg}) T_v T_s + (T_v + T_s) T_g' T_f] + T_g' T_f T_v T_s\} T_{sc} \tag{2.116}$$

$$\begin{aligned}
 a_4 = \{T_d [(T_f + k_{3f} k_{1v} T_s) T_g' + (T_g' + T_f - k_{3g} T_{fg})(T_v + T_s) + (k_{3g} k_{1f} + I) T_v T_s] + \\
 + k_x k_m T_g' T_f T_v + k_{1d} (k_{2f} T_g' - k_{2g} T_{fg}) T_v T_s + k_{2d} k_{2g} T_f T_v T_s + \\
 + (T_g' + T_f - k_{3g} T_{fg}) T_v T_s + (T_v + T_s) T_g' T_f\} T_{sc}
 \end{aligned} \tag{2.117}$$

$$\begin{aligned}
 a_3 = \{T_d [(k_{3f} k_{1v} + I) T_g' + T_f - k_{3g} T_{fg} + (k_{3g} k_{1f} + I)(T_v + T_s) + k_{3f} k_{1v} T_s] + \\
 + k_x k_m [(T_f + T_v) T_g' + (T_f - k_{3g} T_{fg}) T_v] + k_{1d} [(k_{2f} T_g' - k_{2g} T_{fg})(T_v + T_s) + \\
 + (k_{2g} k_{1f} + k_{2f}) T_v T_s] + k_{2d} [k_{2g} T_f (T_v + T_s) + (k_{2g} - k_{3g} k_{2f}) T_v T_s] + \\
 + (T_f + k_{3f} k_{1v} T_s) T_g' + (k_{3g} k_{1f} + I) T_v T_s + (T_g' + T_f - k_{3g} T_{fg})(T_v + T_s)\} T_{sc}
 \end{aligned} \tag{2.118}$$

$$\begin{aligned}
 a_2 = T_d (k_{3g} k_{1f} + k_{3f} k_{1v} + I) T_{sc} + k_x k_m [(k_{3f} k_{1v} + I) T_g' + T_f - k_{3g} T_{fg} + (k_{3g} k_{1f} + I) T_v] / T_{sc} + \\
 + k_{1d} \{ [k_{2f} T_g' - k_{2g} T_{fg} + (k_{2g} k_{1f} + k_{2f})(T_v + T_s)] / T_{sc} - k_{1g}' k_m T_{fg} T_v \} + \\
 + k_{2d} \{ [k_{2g} (T_f + k_{3f} k_{1v} T_s) + (k_{2g} - k_{3g} k_{2f})(T_v + T_s)] / T_{sc} - k_{1g}' k_m T_f T_v \} + \\
 + [k_{3f} k_{1v} (T_g' + T_s) + (k_{3g} k_{1f} + I)(T_v + T_s) + T_g' + T_f - k_{3g} T_{fg}] / T_{sc}
 \end{aligned} \tag{2.119}$$

$$\begin{aligned}
 a_1 = k_x k_m (k_{3g} k_{1f} + (k_{3f} k_{1v} + I) T_{sc} + k_{1d} [k_{1g}' k_m (k_{1f} T_v - T_{fg}) - (k_{2g} k_{1f} - k_{2f}) T_{sc}]) - \\
 + k_{2d} \{ k_{1g}' k_m (T_f + T_v) + [k_{2g} (k_{3f} k_{1v} + I) - k_{3g} k_{2f}] / T_{sc} \} + (k_{3g} k_{1f} + k_{3f} k_{1v} + I) T_{sc}
 \end{aligned} \tag{2.120}$$

$$a_0 = k_{1d} k_{1g}' k_{1f} k_m + k_{2d} k_{1g}' k_m (k_{3f} k_{1v} + I) \tag{2.121}$$

2.3.4. Determinarea limitei de stabilitate.

Când grupul MDG funcționează la valori constante ale injectiei, fluxului magnetic și a curentului de sarcină, adică în ecuația (2.8) avem $\bar{x} - \bar{\phi}_g - \bar{I}_g = 0$, funcționarea este stabilă numai dacă $\lambda < 0$, deci la turații mai mari decât cea corespunzătoare regimului de moment maxim.

Măsura în care la conectarea excitației generatorului, a circuitului de forță, a trenului și a sistemului de reglare automată se mărește domeniul de stabilitate, este dată de valoarea maximă $\lambda_{lim} > 0$ la care motorul diesel încă funcționează stabil. Dacă λ_{lim} obținută pe baza criteriilor de stabilitate și λ_{max} după caracteristicile motorului diesel îndeplinesc condiția:

$$\lambda_{lim} > \lambda_{max} \quad , \quad (2.122)$$

atunci motorul diesel funcționează stabil la toate regimurile. Diferența $\lambda_{lim} - \lambda_{max}$ caracterizează rezerva de stabilitate a sistemului.

Pentru simplificarea calculului, ecuația caracteristică se împarte cu T_d , adică se calculează expresiile a_i/T_d , în care se ține seama că:

$$\frac{k_x}{T_d} = \frac{M_{db}}{J n_n} \cdot \frac{\partial M_{db}}{\partial x_o} ; \quad \frac{k_{ld}}{T_d} = \frac{M_{db}}{J n_n} \phi_{g^o} ; \quad \frac{k_{zd}}{T_d} = \frac{M_{db}}{J n_n} I_{g^o} \quad (2.123)$$

și pentru T_d se va utiliza expresia:

$$T_d = \frac{J n_n}{M_{db} \lambda} \quad (2.124)$$

Pentru simplificarea scrierii se introduce notația:

$$\frac{M_{db}}{J n_n} [s^{-1}] = f_o$$

Cu noua formă a ecuației caracteristice se trasează curba $\lambda_{cr}(\omega)$ în planul complex λ , obținându-se λ_{lim} după relația (2.112).

2.3.5. Calculul constantelor sistemului de ecuații.

2.3.5.1. Alegerea parametrilor regimurilor de lucru ale locomotivei.

Pentru regimurile de funcționare ale grupului MDG, alese la punctul 2.1 și indicate prin $R_1 \dots R_4$ pe figura 2-2, parametrii constructivi și funcționali necesari se găsesc în bibliografia indicată /B15,K8,K9,P2,P3,S6,T10,T6,***2/.

Valorile nominale și stabilizate ale parametrilor funcționali pentru aceste regimuri sunt prezentate în tabelul 2.1.

Legătura dintre x și S_R este liniară:

$$x = \frac{35}{10} S_R [mm] \quad (2.125)$$

Tabelul 2.1

Regimul	1	2	3	4	Valori nominale
Parametrii					
Poziție controler. z_K	24	24	24	6	-
n_s [rot/min]	750	750	750	400	750
n_o	1,0	1,0	1,0	0,533	-
S_{rs}	8,1	8,1	8,1	3,3	10,0
x_s [mm]	28,35	28,35	28,35	11,54	35,0
x_o	0,81	0,81	0,81	0,33	-
I_{gs} [A]	1560	2460	3750	2100	2460
I_{go}	0,63415	1,0	1,52439	0,85366	-
U_{gs} [V]	870	550	300	105	550
U_{go}	1,581	1,0	0,546	0,191	-
V_s [km.h]	91,0	21,5	8,6	2,5	21,5
v_o	4,2326	1,0	0,4	0,1163	-
α	0,4	1,0	1,0	1,0	1,0

2.3.5.2. Constantele grupului MDG.

Caracteristica momentului motorului diesel 12 LDA 28, în funcție de turație și poziția cremalierii pompei de injecție se poate exprima cu relația dedusă de autor în / K8 / din caracteristicile ridicate pe stand cu ocazia omologării și ținând seama de relația (2.125):

$$M_d = 9,806 \cdot (278 - 0,12 \cdot n - 15 \cdot 10^{-5} \cdot n^2) \cdot \left(\frac{10}{0,035} \cdot x - 1,13 - 2,1 \cdot 10^{-3} \cdot n - 2,62 \cdot 10^{-6} \cdot n^2 \right) [Nm] \quad (2.126)$$

unde x se exprimă în metri. Valoarea nominală a momentului rezultă $M_{dn} = 24951$ Nm.

Valorile relative ale derivatelor parțiale se determină cu relațiile:

$$\lambda = \frac{\partial M_{do}}{\partial n_o} = \left(\frac{\partial M_d}{\partial n} \right)_s \cdot \frac{n_n}{M_{dn}} \quad \text{și} \quad \frac{\partial M_{do}}{\partial x_o} = \left(\frac{\partial M_d}{\partial x} \right)_s \cdot \frac{x_n}{M_{dn}} \quad (2.127)$$

iar rezultatele calculelor efectuate sunt prezentate în tabelul 2.2.

Tabelul 2.2

Momentul de inerție masic al mecanismului motor, angrenajului de sincronizare și al rotorului generatorului, raportat la viteza unghiulară a arborelui cotit / K8 / este: $J_{Mc} = 1124$ kgm². Raportat la turația arborelui cotit are valoarea: $J = 117,7$ kgm².

Regimul	1, 2, 3	4
Parametrii		
$(\partial M_d / \partial n)_s$	-12,37	0,0
$(\partial M_d / \partial x)_s$	794636	846118
$\lambda = \partial M_{do} / \partial n_o$	-0,37183	0,0
$\partial M_{do} / \partial x_o$	1,11467	1,18689

2.3.5.3. Constantele excitației generatorului (ExG).

Regimul nominal al generatorului este considerat cel de durată (regimul R2). Pentru calculul constantelor ecuației diferențiale (2.22), respectiv (2.97) se utilizează relațiile: (2.12), (2.18), (2.19), (2.20), (2.24), (2.90), (2.91), (2.93), (2.94), (2.98), și (2.99).

Valorile parametrilor necesari pentru calcul sunt /B15,K8,P3,S6,T6,***2/:

$$\begin{array}{lll}
 R_{i(65^{\circ}C)} = 6,19 \Omega & a = 10^{-3} / 352 \text{ } \text{grad}^{-2} & N_i = 360 \text{ sp / pol} \\
 R_{p(65^{\circ}C)} = 262 \Omega & b = 1 / 150 \text{ } \text{grad}^{-1} & N_p = 1600 \text{ sp / pol} \\
 R_{g(100^{\circ}C)} = 6,5 \text{ m}\Omega & c = - 1 / 25 & N'_s = 1,91 \text{ sp / pol} \\
 R_a = 1,7 \Omega & n_{gn} = 1080 \text{ rot / min} & \sigma_i \quad \sigma_p \quad \sigma_s = 1,15 \\
 R_{rp} = 52 \Omega & U_{GA} = 170 \text{ V} & 2 p_g = 10 \text{ poli} \\
 R_{ref} = 1 \Omega & E_{gn} = 566 \text{ V} & k_g = 121 \\
 R_{cmax} = 8,22 \Omega & \phi_{gn} = 0,0413 \text{ Wb} & \theta_{gn} = 4570 \text{ A}
 \end{array}$$

Cu relațiile (2.12) rezultă:

$$\theta_m = \theta_{gn} - \theta_{sn} - \theta_{pm} = \theta_{gn} + N'_s I_{gn} - \frac{N_p}{R_p} E_{gn} = 5816 \text{ A} ,$$

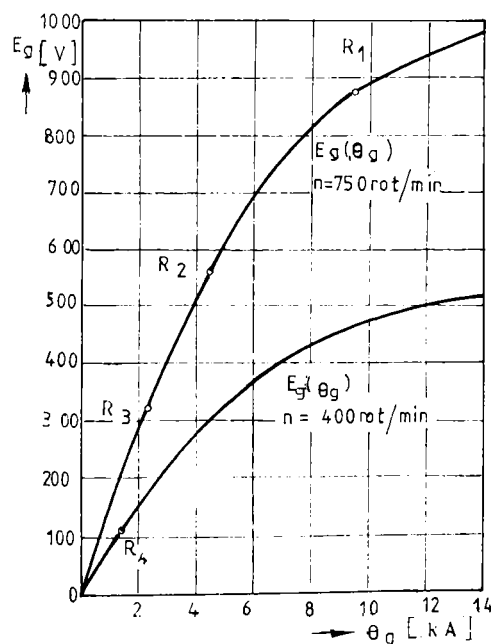


Fig. 2-16 Caracteristica de mers in gol a generatorului.

$$\begin{array}{l}
 \text{iar: } i_m = \frac{\theta_m}{N_i} = 16,15 \text{ A} \\
 \text{și } U_{en} = \frac{\theta_m}{i_m \cdot R_i} = 100 \text{ V} .
 \end{array}$$

Din relația (2.91) rezultă $R_{cn} = 2,17 \Omega$, iar din figura (2-11) se obține: $z_n = 23$ și $\varphi_n = 127,5^\circ$.

Valorile relative ale solenațiilor în regim nominal cu (2.21) se obțin:

$$\begin{array}{l}
 \theta_{mno} = 1,2726 ; \quad \theta_{pmo} = 0,7555 ; \\
 \theta_{sno} = 1,028 .
 \end{array}$$

Constanta de timp T_{sc} având valoare destul de mare, viteza de variație a fluxului datorită acțiunii regulatorului de câmp este foarte mică și numai la variația bruscă a curentului de sarcină la comutarea treptelor de șuntare apar valori mai mari ale acesteia. Valorile utilizate s-au admis pe baza datelor experimentale /S9/. Valorile pentru a_g se determină din caracteristica de mers în

gol a generatorului reprezentată în figura 2-16. Rezultatele calculelor sunt prezentate în tabelul 2.3.

Tablul 2.3

Regimul \ Parametrii	1	2	3	4
E_{gs} [V]	880	566	324	119
n_{gs} [rot/min]	1080	1080	1080	576
ϕ_{gs} [Wb]	0,0643	0,0413	0,0237	0,0163
ϕ_{go}	1,557	1,0	0,5773	0,3947
a_{gs} [μ Wb/A]	2,357	6,959	8,7684	9,134
a_{go}	0,2608	0,770	0,9743	1,0107
θ_{is} [A]	7262	5816	7566	4805
i_{is} [A]	20,17	16,15	21,0	13,34
U_{cs} [V]	125	100	130	82,62
i_{cs} [A]	22,57	18,07	23,50	14,93
R_{cs} [Ω]	0,294	2,17	0,0	4,153
z_s	5	23	0	31
φ_s [$^\circ$]	262,5	127,5	300	67,5
$(d\phi_g/dt)_s$ [V]	-0,020	-0,002	0,001	0,002
a_{ucs} [V/ Ω]	23,85	11,10	17,62	6,95
a_{uco}	0,51714	0,24091	0,38170	0,15060
a_{cs} [m Ω / $^\circ$]	8,521	25,25	0,0	42,14
a_{co}	0,5006	1,4836	0,0	2,4771
k_r	0,2368	0,3678	0,2101	0,4594
T'_g [s]	0,8692	4,4021	10,052	3,930
k'_{1g}	0,1070	0,8374	0,0	0,8510
k'_{2g}	0,3821	1,3908	1,6101	0,5347
k'_{3g}	0,3339	1,8925	3,7951	1,8432

2.3.5.4. Constantele circuitului de forță (CF).

Constantele ecuației diferențiale (2.29) se calculează cu relațiile (2.30) și (2.31). Valorile parametrilor necesari, în afara celor indicate, după / B15, K8, P3, S6, T6, ***2 / sunt:

$$z_s = 2 \quad R_{m(55^\circ C)} = 0,02345 \Omega \quad k_{mc} = 95,49 \quad \alpha_n \quad /$$

$$z_p = 3 \quad L_{mn} = 0,0018 \text{ H} \quad I_{cmm} = 820 \text{ A}$$

$$\text{Se obține: } E_{mn} = 256 \text{ V; } R_{nr} = 0,20813 \Omega; \quad I_{cmm} = 820 \text{ A;}$$

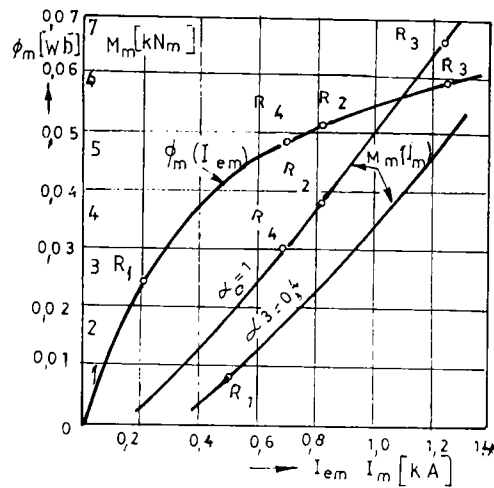


Fig. 2-17 Caracteristica magnetică și a momentului motoarelor electrice de tracțiune.

Tabelul 2.4

Regimul	1	2	3	4
Parametrii				
$\alpha_o I_{em} [A]$	328	820	820	820
$\phi_m [Wb]$	0,0239	0,0515	0,0590	0,0488
ϕ_{mo}	0,4641	1,0	1,1456	0,9476
$a_m [\mu Wb/A]$	111,0	21,43	15,0	26,32
a_{mo}	0,70695	0,3412	0,2388	0,4190
$R_f + a_{mo} v_o R_{vf} [\Omega]$	0,63828	0,08660	0,03548	0,02574
$T_f [ms]$	1,88	13,86	33,82	46,42
$T_{fg} [ms]$	0,578	4,26	10,39	14,32
k_{1f}	0,3505	2,583	6,305	4,966
k_{2f}	0,5457	2,585	3,640	3,430
k_{3f}	0,1513	2,403	6,719	7,661

2.3.5.5. Constantele trenului (Tr).

Calculul constantelor cu ajutorul relațiilor (2.38) și (2.39) presupune cunoașterea tipului și tonajului trenului, a rezistenței specifice în funcție de viteză și a caracteristicii forței de tracțiune în funcție de curentul I_g .

Se consideră că locomotiva cu $m_l = 114$ t remorcă un tren de călători format din vagoane pe patru osii, cu $m_v = 600$ t, cu care în palier poate atinge și chiar depăși viteza stabilizată corespunzătoare

$$R_f = \frac{z_s}{z_p} R_m = 0,0156 \Omega;$$

$$L_f = \frac{z_s}{z_p} L_m = 0,0012 H.$$

Fluxul magnetic al motoarelor electrice de tracțiune s-a determinat din caracteristica medie de turație /***2/ după relația:

$$\phi_m = \frac{30}{\pi \cdot k_{mc}} \cdot \frac{U_g - R_m \frac{I_g}{z_p}}{n_m} \quad (2.128)$$

și $\phi_m(I_{em})$ este reprezentată în figura 2-17, iar $\phi_{mo} = 0,0515$ Wb.

Rezultatele calculelor sunt prezentate în tabelul 2.4.

regimului R1. Pentru rezistențele specifice se utilizează expresiile:

$$r_V = 2 + \frac{v^2}{246,9} \text{ [N / kN]} \quad (2.129)$$

$$r_{L(060D)} = 3,5 + 3,924 \frac{\Omega}{G_L} \left(\frac{3,6 v + 12}{10} \right)^2 \text{ [N / kN]} \quad (2.130)$$

unde: $\Omega = 13,284 \text{ m}^2$ aria suprafeței frontale și $G_L = m_L g = 1118 \text{ kN}$ - greutatea locomotivei, iar v [m/s] viteza de mers.

Rezistența la înaintare este:

$$R = G_L r_L + G_V r_V$$

cu G_L și G_V exprimați în kN, de unde:

$$\left(\frac{dR}{dv} \right)_s = G_L \left(\frac{dr_L}{dv} \right)_s + G_V \left(\frac{dr_V}{dv} \right)_s = 28,3 \cdot \Omega \cdot \frac{3,6 v_s + 12}{100} + \frac{m_V g}{1000} \cdot \frac{v_s}{123,45}$$

și cu relația (2.38) se obține:

$$T_V = \frac{(m_L + m_V)(1 + \gamma)}{28,3 \cdot \Omega \cdot \frac{3,6 v_s + 12}{100} + \frac{m_V g v_s}{123,45}} \text{ [s]} \quad (2.131)$$

în care $\gamma = 0,06$, iar m_L și m_V se exprimă în kg.

Forța de tracțiune a locomotivei se exprimă cu:

$$F_o = \frac{2}{D_{med}} z_m i_m M_m \eta_{am} = 50,77 \frac{M_m}{D_{med}} \text{ [N]} \quad (2.132)$$

unde: $D_{med} = 1,06 \text{ m}$ este diametrul de rulare mediu uzat al roților;

$z_m = 6$ - numărul motoarelor de tracțiune;

$i_m = 69/15 = 4,6$ raportul de transmitere al angrenajului;

$\eta_{am} = 0,975$ - randamentul angrenajului de tracțiune;

M_m = momentul util al unui motor de tracțiune, reprezentat în figura 2-17 în funcție de curentul

I_m și α .

$$\text{Cu:} \quad \frac{dF_{oo}}{dI_{go}} = \frac{dF_o}{dI_g} \cdot \frac{I_{gn}}{F_{on}} = \frac{50,77}{3} \cdot \frac{dM_m}{dI_m} \cdot \frac{I_{gn}}{F_{on}}$$

se obține din (2.39):

$$k_{1v} = \frac{\frac{50,77}{3} \cdot \left(\frac{dM_m}{dI_m} \right)_s \cdot \frac{I_{gn}}{F_{on}}}{\left(\frac{dR}{dv} \right)_s \cdot \frac{v_n}{F_{on}}} = 16,92 \cdot \frac{\left(\frac{dM_m}{dI_m} \right)_s \cdot \frac{I_{gn}}{v_n}}{\left(\frac{dR}{dv} \right)_s} \quad (2.133)$$

și

$$k_{2v} = \frac{I}{\left(\frac{dR}{dv} \right)_s} \cdot \frac{F_{on}}{v_n} \quad (2.134)$$

Cu valorile nominale: $F_{on} = 196,2 \text{ kN}$; $I_{gn} = 2460 \text{ A}$ și $V_n = 21,5 \text{ km/h}$ ($v_n = 5,97222 \text{ m/s}$), se obțin valorile prezentate în tabelul 2.5.

Tablul 2.5

Regimul	1	2	3	4
V_s [km/h]	91	21,5	8,6	2,5
v_s [m/s]	25,2778	5,97222	2,38889	0,69444
$(dM_m / dl_m)_s$ [Nm/A]	5,283	6,50	6,50	6,50
$(dR / dv)_s$ [N / m/s]	1591,73	410,48	191,20	87,513
T_v [s]	475,25	1842,90	3956,40	8644,07
k_{1v}	23,16	110,49	237,21	518,26
k_{2v}	20,64	80,03	171,82	375,40

2.3.5.6. Constantele regulatorului de turație (RM).

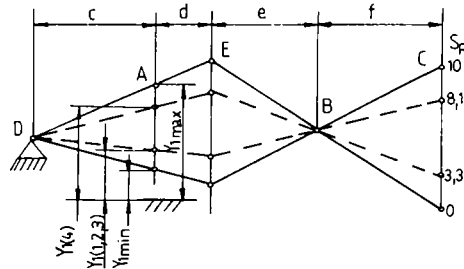
Valorile constantelor k_m și T_s din ecuația diferențială (2.101) se determină din relațiile (2.57) și (2.74). Relațiile ajutătoare necesare sunt: (2.42), (2.43), (2.44), (2.48) (2.51), (2.61), (2.62), (2.63), (2.65), (2.68), (2.69), (2.70) și (2.70'). Datele constructive necesare din /K8/ sunt:

$$\begin{array}{llll}
 m_g = 0,409 \text{ kg} & a = 40 \text{ mm} & e = 43 \text{ mm} & S_1 = 30 \text{ cm}^2 \\
 m = 1,432 \text{ kg} & b = 17,34 \text{ mm} & f = 56 \text{ mm} & S_2 = 15,1 \text{ cm}^2 \\
 i = 1,7833 & c = 50,3 \text{ mm} & y_{1\min} = 2,5 \text{ mm} & k_{ap} = 7112 \text{ N/m} \\
 r_o = 36 \text{ mm} & d = 13,1 \text{ mm} & y_{1\max} = 18,5 \text{ mm} & f_{a0} = 39 \text{ mm}
 \end{array}$$

Rezultă că :

$$k_1 = 0,713 \quad y_{1n} = 16 \text{ mm} \quad k_{cg} = 0,011955 \quad k_3 = 0,4343 \quad y_{3n} = 26 \text{ mm}$$

Valorile y_{1s} pentru cele două poziții ale controlerului se determină după figura 2-18, ținând seama și de figura 2-4:



$$y_{1s} = y_{1\min} + \frac{S_{Rn} - S_{Rs}}{S_{Rn}} y_{1n} \quad (2.135)$$

de unde rezultă :

$$y_{1(1,2,3)} = 5,54 \text{ mm} \quad \text{și} \quad y_{1(4)} = 13,22 \text{ mm}$$

respectiv:

$$y_{3(1,2,3)} = 21,06 \text{ mm} \quad \text{și} \quad y_{3(4)} = 8,58 \text{ mm}$$

$$\text{iar } F_{ap(1,2,3)} = 427,15 \text{ N} \quad \text{și} \quad F_{ap(4)} = 338,39 \text{ N}.$$

Din re.ăț.a (...) :

Fig. 2-18 Schemă pentru determinarea valorilor y_{1s} .

$$\left(\frac{\partial F_c}{\partial n} \right)_s = 2 k_{cx} \left(r_o + \frac{b}{a} y_{1s} \right) n_s \quad \text{și} \quad \left(\frac{\partial F_c}{\partial y_1} \right)_s = k_{cx} n_s^2 \frac{b}{a} \quad (2.136)$$

iar din (2.45):

$$\left(\frac{\partial F_c}{\partial y_1} \right)_s = k_a, \quad (2.137)$$

unde: $k_{a(1,2,3)} = 11880 \text{ N/m}$ și $k_{a(4)} = 4700 \text{ N/m}$.

Inlocuind relațiile (2.136) și (2.137) în (2.57) se obține:

$$k_m = \frac{2 k_{cg} \left(r_o + \frac{b}{a} y_{1s} \right) n_s}{k_a - k_{cg} \frac{b}{a} n_s^2} \cdot \frac{n_n}{y_{1n}}, \quad (2.138)$$

respectiv: $k_{m(1,2,3)} = 3,6011$ și $k_{m(4)} = 4,8331$.

Pentru calculul constantei de timp T_s este necesară determinarea lățimii echivalente b_s a fantelor sertarului de comandă a servomotorului de injecție și constanta A cu relația (2.70).

Bucșa sertarului având trei orificii cu forma și dimensiunile din figura 2-19a, rezultă că:

$$b_s = 3 \cdot \frac{\pi \cdot 4^2 + 5 \cdot 8}{8} = 33,85 \text{ mm}.$$

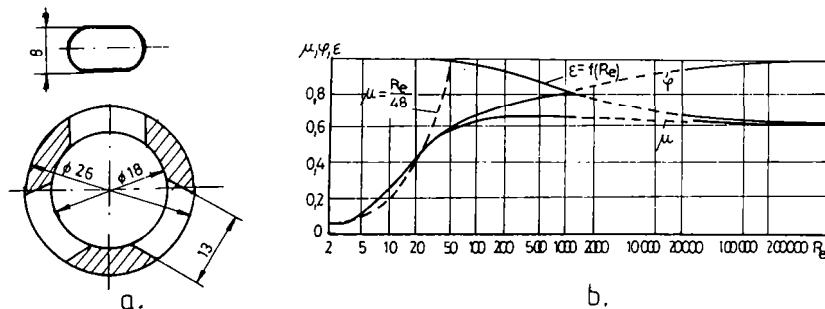


Fig. 2-19 Schema bușei sertarului și coeficientul de debit.

Din oscilogramele mișcării pistonului servomotorului de injecție /K8/ rezultă că viteza de mișcare a pistonului $v_p = 4,5 \text{ mm/s}$ la $\Delta y_2 = 0,45 \text{ mm}$. Ținând seama de ecuația continuității, rezultă că pentru curgerca uleiului prin fante:

$$Re = \frac{d_c v}{\nu} = \frac{4 b_s \Delta y_2}{2 (b_s + 3 \Delta y_2)} \cdot \frac{S v_p}{b_s \Delta y_2 \nu} = \frac{2 S v_p}{(b_s + 3 \Delta y_2) \nu}$$

Pentru uleiul M30 super 2, la $t = 70^\circ\text{C}$, din /N3 / diagrama ASTM, rezultă $\rho = 880 \text{ kg/m}^3$ și $\nu = 30 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$, deci se obține pentru intrarea, respectiv ieșirea uleiului: $Re_1 = 25,57$ și $Re_2 = 12,87$.

Situația dezavantajoasă pentru dinamica sistemului reprezentând valoarea maximă a constantei T_s , deci valoarea minimă pentru A, coeficientul de debit μ se va determina din figura 2-19b / i2, T2 / pentru Re_2 , rezultând $\mu = 0,35$.

Rezistența maximă a mecanismelor acționate se va determina din condiția ca la presiunea nominală a uleiului $p_{un} = 3,8 \pm 0,3 \text{ ats}$, să se realizeze și $y_{3\text{max}}$, deci:

$$p_1 S_1 - p_2 S_2 - F_{\text{apmax}} - G_m - F_r = 0$$

și ținând seama și de relațiile (2.66) rezultă:

$$F_r = P_u S_1 - P_o S_2 - F_{upmax} - G_m - \frac{\rho v_p^2}{2(\mu b_s)^2} \cdot \frac{S_1^2 + S_2^2}{\Delta y_2^2} = 777 \text{ N} ,$$

cu care rezultă din (2.70): $A_{\min} = 640,7 \text{ m}^{-1} \text{ s}^{-1}$, iar cu (2.74) se obține $T_{s\max} = 0,1062 \text{ s}$.

La verificarea stabilității sistemului se va adopta această valoare a constantei de timp pentru toate regimurile de funcționare.

2.3.5.7. Constanta de timp a regulatorului de câmp (RG).

Se determină utilizând relațiile (2.80), (2.86), (2.87) și (2.89). După /K8/, parametri de calcul au valorile:

$$\begin{array}{llll} d_1 = 100 \text{ mm} & b_f = 0,9 \text{ mm} & r_5 = 50 \text{ mm} & r_8 = 33 \text{ mm} \\ d_2 = 50 \text{ mm} & b_o = 39 \text{ mm} & r_6 = 72 \text{ mm} & \Delta \varphi_{\max} = \frac{5}{3} \pi \text{ rad.} \\ l = 85,4 \text{ mm} & h_f = 2,5 \text{ mm} & r_7 = 44 \text{ mm} & \varphi_n = 2,2253 \text{ rad.} \end{array}$$

și rezultă că: $y_{sn} = 16 \text{ mm}$, $S_p = 2135 \text{ mm}^2$, $r_p = 37,5 \text{ mm}$.

După instrucțiunile de reglaj ale regulatorului, la $p_{ur} = 3 \text{ ats}$ și lățimea fantelor de $0,3 \text{ mm}$, timpul de încărcare minim este de $\Delta t = 18 \text{ s}$, condiție cu care din relațiile (2.86) și (2.87), cu $M_{regol} = 1 \text{ Nm}$, rezultă că:

$$\frac{l}{\mu_f^2} + \frac{l}{\mu_o^2} \cdot \left(\frac{b_f}{b_o} \right)^2 \approx 6 ,$$

iar din (2.89) cu $M_r = 1,5 \text{ Nm}$ se obține $T_{sc} \approx 1 \text{ s}$. Această valoare se va adopta pentru toate regimurile.

2.3.6. Calculul limitei de stabilitate pe grupuri de elemente.

Stabilitatea funcționării sistemului energetic al locomotivei diesel-electrice este determinată atât de parametrii fiecărui element în parte, cât și de influența reciprocă a acestora. Influența parametrilor constructivi și funcționali se manifestă prin valorile constantelor de timp și a coeficienților de transfer, a căror valori depind și de regimul de funcționare.

Pentru elucidarea influenței regimului de funcționare și a structurii sistemului asupra limitei de stabilitate, analiza se începe cu grupuri formate numai din două elemente, apoi numărul lor se mărește până ce se ajunge la întregul ansamblu.

Variabilele sistemului de ecuații format din (2.8), (2.97), (2.27), (2.37), (2.101) și (2.102), se vor lua în ordinea \bar{n} , $\bar{\phi}$, \bar{l}_g , \bar{v} , \bar{x} , $\bar{\varphi}$.

Pentru determinarea limitei de stabilitate se va trasa $\lambda_{cr}(\omega)$ în planul complex λ , notând: $Re \lambda_{cr} = P(\omega)$ și $Im \lambda_{cr} = Q(\omega)$.

După împărțirea relațiilor (2.115) ... (2.121) cu T_d rezultă că $b_6 = 0$, iar ceilalți coeficienți conțin factorul λ , deci au forma (2.109). Cu $p = j\omega$, ecuația (2.104) devine:

$$- a_6 \omega^6 + a_5 \omega^5 j + a_4 \omega^4 - a_3 \omega^3 j - a_2 \omega^2 + a_1 \omega j + a_0 = 0$$

și cu relația (2.109) se obține:

$$\lambda = \frac{-c_6 \omega^6 + c_4 \omega^4 - c_2 \omega^2 + c_0 + j\omega(c_3 \omega^4 - c_3 \omega^2 + c_1)}{b_4 \omega^4 - b_2 \omega^2 + b_0 + j\omega(b_5 \omega^4 - b_3 \omega^2 + b_1)} = \frac{C + jD}{A + jB}, \quad (2.139)$$

unde s-a notat:

$$\begin{aligned} A &= b_4 \omega^4 - b_2 \omega^2 + b_0 & C &= -c_6 \omega^6 + c_4 \omega^4 - c_2 \omega^2 + c_0 \\ B &= \omega(b_5 \omega^4 - b_3 \omega^2 + b_1) & D &= \omega(c_3 \omega^4 - c_3 \omega^2 + c_1) \end{aligned} \quad (2.140)$$

Rezultă deci:

$$\operatorname{Re} \lambda_{cr} = P(\omega) = \frac{A \cdot C + B \cdot D}{A^2 + B^2} \quad \text{și} \quad \operatorname{Im} \lambda_{cr} = Q(\omega) = \frac{A \cdot D - B \cdot C}{A^2 + B^2}. \quad (2.141)$$

Utilizând relațiile (2.140) și (2.141) se ridică curbele limită care definesc domeniile de stabilitate. La analiza stabilității pe grupe formate din mai puține elemente, o parte din coeficienții b_i și c_i au valori nule.

Dacă grupul MDG funcționează la valori constante ale injectiei, a curentului de sarcină și a fluxului, adică la $\bar{x} = \bar{I}_R = \bar{\phi}_g = 0$, din (2.8) rezultă:

$$T_d p + 1 = 0,$$

deci:

$$\lambda_{cr} = -j \frac{J n_n}{M_{dn}} \omega; \quad P(\omega) = 0; \quad Q(\omega) = \frac{J n_n}{M_{dn}} \omega. \quad (2.142)$$

Imagina decompunerii D pentru grupul MDG, când $\omega \in]0, \infty)$ este reprezentată în figura 2-20a, suprapunându-se cu partea negativă a axei imaginare.

2.3.6.1. Stabilitatea grupului MDG + ExG.

Folosind ecuațiile (2.8) și (2.97), considerând constante injectia, curentul de sarcină și poziția regulatorului de câmp, adică $\bar{x} = \bar{I}_R = \bar{\varphi} = 0$, după ordonare se obține:

$$\begin{aligned} (T_d p + 1) \bar{n} + k_{2d} \bar{\phi}_g &= 0 \\ -k_{2g} \bar{n} + (T_g p + 1) \bar{\phi}_g &= 0 \end{aligned} \quad (2.143)$$

Ecuația caracteristică a sistemului este:

$$T_d T_g' p^2 + (T_d + T_g') p + k_{2d} k_{2g} = 0,$$

iar după împărțirea cu T_d și ținând seama de relațiile (2.123) și (2.124) se obține:

$$\begin{aligned} T_g' p^2 + (1 + f_o T_g' \lambda) p + (k_{2g} I_{g0} - \lambda) f_o &= 0, \\ \text{deci: } \quad b_o = f_o; \quad b_1 = f_o T_g'; \quad b_2 = 0, \\ c_o = f_o k_{2g} I_{g0}; \quad c_1 = 1; \quad c_2 = T_g'. \end{aligned} \quad (2.144)$$

Valorile acestor coeficienți, pentru cele patru regimuri de funcționare sunt prezentate în tabelul (2.6), iar imaginea decompunerii D în figura 2-20b, de unde rezultă valorile λ_{lim} indicate în același tabel.

$$b_0 = 0,28265; \quad c_1 = 1,0$$

Tablul 2.6

Regimul \ Parametri	1	2	3	4
b_1	0,24568	1,24425	2,84120	1,11081
c_0	0,06849	0,39311	0,69374	0,12902
c_2	0,8692	4,4021	10,052	3,930
λ_{lim}	0,24231	0,80370	0,35196	0,45645

Din rezultatele obținute reiese că atașarea circuitului de excitație în paralel a generatorului, prin coeficientul k_{2g} mărește valoarea λ_{lim} cu atât mai mult cu cât turația este mai mare și circuitul magnetic al generatorului este mai nesaturat. În schimb creșterea constantei de timp T_g la creșterea produsului $a_{g0}n_0$ face, ca la saturație foarte mică a circuitului magnetic (regimul 3) rezerva de stabilitate să scadă. În acest caz creșterea momentului de inerție J mărește limita de stabilitate.

2.3.6.2. Stabilitatea grupului MDG + CF

Considerând $\bar{\phi}_g - \bar{x} - \bar{v} = 0$, ecuațiile (2.8) și (2.27) devin:

$$\begin{pmatrix} (T_d p + 1)\bar{n} + k_{1d}\bar{I}_g & 0 \\ -k_{2f}\bar{n} + (T_f p + 1)\bar{I}_g & 0 \end{pmatrix} \quad (2.145)$$

iar coeficienții ecuației caracteristice rezultă în mod asemănător cu cei de la 2.3.6.1.:

$$\begin{aligned} b_0 &= f_0; & b_1 &= f_0 T_f; & b_2 &= 0 \\ c_0 &= f_0 k_{2f} \phi_{g0}; & c_1 &= 1; & c_2 &= T_f \end{aligned} \quad (2.146)$$

Valorile coeficienților b_i și c_i , respectiv λ_{lim} sunt în tabelul 2.7, iar imaginca descompunerii D s-a reprezentat în figura 2-20c.

$$b_0 = 0,28265; \quad c_1 = 1,0$$

Tablul 2.7

Regimul \ Parametri	1	2	3	4
$b_1 \cdot 10^3$	0,53138	3,91753	9,55922	13,1771
c_0	0,24015	0,73008	0,59395	0,38266
$c_2 \cdot 10^3$	1,880	13,860	33,820	46,620
λ_{lim}	0,84965	2,5830	2,10137	1,35382

Se constată că prin legarea circuitului de forță, la viteză constantă, limita de stabilitate crește considerabil. La regimurile 1 și 2 creșterea se datorează faptului că în urma saturației câmpului magnetic al motoarelor electrice de tracțiune produsul $a_{m0}v_0$ scade mai mult decât ϕ_{g0} , în schimb scăderea de la regimul 2 la 3, respectiv 3 la 4 se datorează reducerii puternice a ϕ_{g0} , în timp ce a_{m0} nu se modifică mult.

2.3.6.3. Stabilitatea grupului MDG + ExG + CF.

Sistemul de ecuații format din (2.8), (2.97) și (2.27), la $\bar{x} = \bar{v} = \bar{\varphi} = 0$ devine:

$$\begin{aligned} (T_d p + 1)\bar{n} + k_{2d}\bar{\phi}_g + k_{1d}\bar{I}_g &= 0 \\ -k_{2g}\bar{n} + (T_g' p + 1)\bar{\phi}_g + k_{3g}\bar{I}_g &= 0 \\ -k_{2f}\bar{n} + (k_{1f} - T_{fg} p)\bar{\phi}_g + (T_f p + 1)\bar{v} &= 0 \end{aligned} \quad (2.147)$$

iar coeficienții ecuației caracteristice devin:

$$\begin{aligned} b_0 &= k_{3g} k_{1f} + 1; \quad b_1 = f_o(T_g' + T_f); \quad b_2 = f_o T_g' T_f; \quad b_3 = 0 \\ c_0 &= (k_{2g} k_{1f} + k_{2f})\phi_{go} + (k_{2g} - k_{3g} k_{2f})I_{go}; \quad c_2 = T_g'; \quad T_f; \\ c_1 &= f_o(k_{2f} T_g' \phi_{go} + k_{2g} T_f I_{go}) + k_{3g} k_{1f} + 1; \quad c_3 = T_g' T_f. \end{aligned} \quad (2.148)$$

Valorile coeficienților b_i și c_i , respectiv λ_{lim} sunt cuprinse în tabelul 2.8, iar imaginea descompunerii D s-a reprezentat în figura 2-20d. Comparând figura d cu c se observă scăderea pronunțată a abscisci $P(\omega)$ la frecvențe mici.

Tabelul 2.8

Regimul \ Parametri	1	2	3	4
b_0	0,31573	1,66434	7,04596	2,86985
b_1	0,24621	1,24818	2,85077	1,12400
$b_2 \cdot 10^3$	0,46188	17,2454	96,0897	51,7864
c_0	0,33492	0,75691	-3,00792	-0,71756
c_1	1,32590	9,10770	30,9220	11,6604
c_2	0,87108	4,41596	10,0858	3,97662
$c_3 \cdot 10^3$	1,6341	61,0131	339,959	183,217
λ_{lim}	1,06079	0,45478	-0,42690	-0,25003

Se constată că legarea simultană a excitației generatorului la $\bar{\varphi} = 0$ și a circuitului de forță, reduce mult limita de stabilitate, mai ales la valori ridicate ale curentului de sarcină și deci la valori mici ale fluxului generatorului, din cauza excitației serie anticompund, caracterizat prin coeficientul de transfer k_{3g} . După cum rezultă și din criteriul Hurwitz $a_0 > 0$:

$$\lambda_{lim} = \frac{(k_{2g} k_{1f} + k_{2f})\phi_{go} + (k_{2g} - k_{3g} k_{2f})I_{go}}{k_{3g} k_{1f} + 1}$$

creșterea valorii coeficientului k_{3g} la reducerea saturației circuitului magnetic duce la reducerea valorii λ_{lim} , iar la valori mari ale curentului de sarcină și ale coeficientului unghiular a_{go} , duce la funcționarea instabilă a motorului diesel, chiar și la pantă negativă a caracteristicii momentului motor (vezi regimurile 3 și 4). Acest efect este cu atât mai puternic cu cât este mai mare solenația serie anticompund θ_{sw} . Se recomandă deci ca, la proiectare, θ_{sw} să se aleagă la valoarea minimă necesară pentru asigurarea formei caracteristicii exterioare a generatorului care garantează limitarea curentului de scurtcircuit și reducerea domeniului de reglare a excitației independente. La nevoie limitarea curentului

se asigură prin aparataj și se renunță la reacția negativă după curentul de sarcină.

Creșterea coeficientului k_{1f} și k_{2f} prin mărirea saturației motoarelor electrice de tracțiune reduce de asemenea rezerva de stabilitate, din cauza că o variație mai liberă a curentului de sarcină mărește influența negativă a excitației serie anticompund asupra stabilității.

În regimul 1, deci la valori mici ale I_{g0} și motoare electrice nesaturate, efectul negativ al excitației anticompund este mic și λ_{lim} a grupului MDG + ExG + CF este aproximativ suma valorilor de la grupurile MDG + ExG și MDG + CF.

2.3.6.4. Stabilitatea grupului MDG + CF + Tr.

Funcționarea grupului este caracterizată de ecuațiile (2.8), (2.27) și (2.37), la $\bar{\phi}_g$, \bar{x} , $\bar{R}_l = 0$, adică de sistemul:

$$\begin{aligned} (T_d p + 1)\bar{n} + k_{1d}\bar{I}_g &= 0 \\ -k_{2f}\bar{n} + (T_f p + 1)\bar{I}_g + k_{3f}\bar{v} &= 0 \\ -k_{1v}\bar{I}_g + (T_v p + 1)\bar{v} &= 0 \end{aligned} \quad (2.149)$$

având o ecuație caracteristică de gradul 3. Rezultatele calculului sunt reprezentate în figura 2-20c, iar valorile λ_{lim} în tabelul 2.9. Comparând figura c cu c se constată influența destabilizatoare a trenului.

Tabelul 2.9

Regimul	1	2	3	4
λ_{lim}	0,18864	0,009692	0,001317	0,000341

Atașarea trenului la grupul MDG + CF la $\bar{\phi}_g = 0$ reduce mult limita de stabilitate, iar la viteze mici practic anihilează complet efectul stabilizator al circuitului de forță. Ca urmare, la turații mici ale motorului diesel, funcționarea devine chiar instabilă.

În schema structurală 2-15 influența trenului este caracterizată prin reacția negativă dintre tren și circuitul de forță, determinată de coeficientul $-k_{3f}$, și prin acțiunea pozitivă a CF asupra trenului, determinată de coeficientul k_{1v} , adică de produsul $k_{3f}k_{1v}$. La creșterea saturației circuitului magnetic al motoarelor electrice de tracțiune crește atât k_{3f} cât și k_{1v} și ca urmare scade λ_{lim} . Același efect are și reducerea valorii relative a vitezei, v_0 .

2.3.6.5. Stabilitatea grupului MDG + ExG + CF + Tr.

Funcționarea instalației de forță în ansamblu, fără sistemul de reglare, este caracterizată de ecuațiile (2.8), (2.97), (2.27) și (2.37) la \bar{x} , $\bar{\varphi}$, $\bar{R}_l = 0$:

$$\begin{aligned} (T_d p + 1)\bar{n} - k_{2d}\bar{\phi}_g - k_{1d}\bar{I}_g &= 0 \\ -k_{2g}\bar{n} + (T_g p + 1)\bar{\phi}_g + k_{3g}\bar{I}_g &= 0 \\ -k_{2f}\bar{n} - (k_{1f} - T_{fg} p)\bar{\phi}_g + (T_f p + 1)\bar{I}_g + k_{3f}\bar{v} &= 0 \\ -k_{1v}\bar{I}_g + (T_v p + 1)\bar{v} &= 0 \end{aligned} \quad (2.150)$$

sistemul având ecuație caracteristică de gradul 4.

Imagina descompunerii D pentru acest grup s-a reprezentat în figura 2-20f, la scară mărită pentru valori mici ale ordonatei, iar valorile λ_{im} sunt trecute în tabelul 2.10.

Tabelul 2.10.

Regimul	1	2	3	4
λ_{im}	0,44015	0,48154	-0,32797	-0,08206

Din tabelc 2.8. și 2.10, precum și din compararea figurilor f și d rezultă că la valori mici ale curentului de sarcină (generator saturat, motoare electrice nesaturate, viteze mari) atașarea trenului la grupul MDG + ExG + CF reduce domeniul de stabilitate, deoarece frânând variația curentului de sarcină anihilează efectul stabilizator al circuitului de forță. În schimb la curenți mari, unde variația curentului de sarcină are efect negativ asupra stabilității datorită excitației serie anticompunder, acest efect de frânare poate deveni avantajos și domeniul de stabilitate se lărgțe puțin.

Aplicând criteriile Hurvitz $a_1 > 0$ și $a_0 > 0$ se constată că principala cauză a reducerii stabilității la creșterea curentului de sarcină este creșterea produselor $k_{3g}k_{1f}$ și $k_{3g}k_{2f}$, adică creșterea influenței excitației serie anticompunder când circuitul magnetic al generatorului este nesaturat, iar cel al motoarelor electrice saturat. Dacă se deconectează excitația serie, adică la $k_{3g} = 0$, domeniul de stabilitate se lărgțe mult (de ex. $\lambda_{3im} = -2,3452$).

În condițiile reale, instalația de forță fără reglare funcționează instabil în regimurile 3 și 4.

2.3.6.6. Stabilitatea grupului MDG + RM.

Sistemul de ecuații al acestui grup se compune din relațiile (2.8) și (2.101) la $\bar{\phi}_g, \bar{I}_g, \bar{v}, \bar{\varphi}, \bar{R}_l, 0$:

$$\begin{aligned} (T_d p + 1)\bar{n} - k_x \bar{x} &= 0 \\ k_m \bar{n} + (T_s p + 1)\bar{x} &= 0 \end{aligned} \quad (2.151)$$

Imagina descompunerii D pentru acest grup este reprezentată în figura 2-20g, rezultând $\lambda_{im(1,2,3)} = 4,01404$ și $\lambda_{im(4)} = 5,73636$. Se constată că regulatorul de turație al motorului diesel lărgțe mult domeniul de stabilitate, fiind de fapt principalul element pentru asigurarea stabilității funcționării instalației energetice, mai ales la turații mici ale motorului diesel.

Limita de stabilitate depinde în mare măsură de valoarea coeficientului de transfer k_m . Din relația (2.138) și (2.43) se observă că valoarea acestui coeficient se mărește dacă cresc $n_s, i, m_g, b/a$ și r_n , respectiv dacă scade k_n . Utilizarea arcurilor multiple sau cu rigiditate variabilă, în concordanță cu turația motorului, asigură menținerea valorii coeficientului k_m în limitele necesare. Valorile prea mari ale lui k_m conduc la creșterea crotii statice, iar în lipsa regulatorului de câmp la o funcționare neeconomică a motorului diesel.

2.3.6.7. Stabilitatea grupului MDG + ExG + RM.

Funcționarea grupului este caracterizată prin ecuațiile (2.8), (2.97) și (2.101), la $\bar{I}_g \quad \bar{v} \quad \bar{\varphi} \quad \bar{R}_l \quad 0$:

$$\begin{aligned} (T_d p + 1)\bar{n} + k_{2d}\bar{\phi}_g - k_x\bar{x} &= 0 \\ -k_{2g}\bar{n} + (T_g p + 1)\bar{\phi}_g &= 0 \\ k_m\bar{n} + (T_s p + 1)\bar{x} &= 0 \end{aligned} \quad (2.152)$$

Rezultatele calculelor sunt concretizate în figura 2-20h, iar valorile λ_{lim} sunt indicate în tabelul 2.11.

Tabelul 2.11

Regimul	1	2	3	4
λ_{lim}	4,25636	4,71869	4,32052	6,19282

Atașarea excitației paralele a generatorului la grupul MDG + RM lărgeste domeniul de stabilitate, λ_{lim} fiind suma valorilor obținute la grupurile MDG + ExG și MDG + RM.

2.3.6.8. Stabilitatea grupului MDG + ExG + CF + RM.

Din ecuațiile (2.8), (2.97), (2.27) și (2.101), cu $\bar{v} \quad \bar{\varphi} \quad \bar{R}_l \quad 0$ avem:

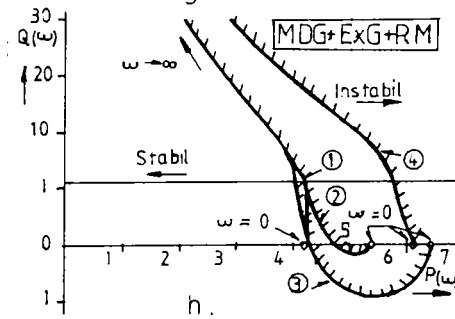
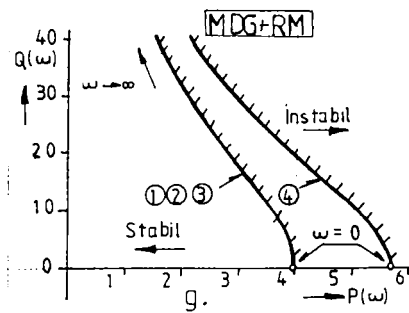
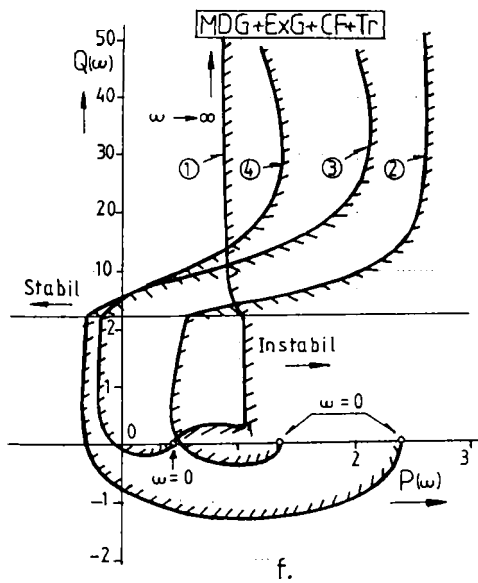
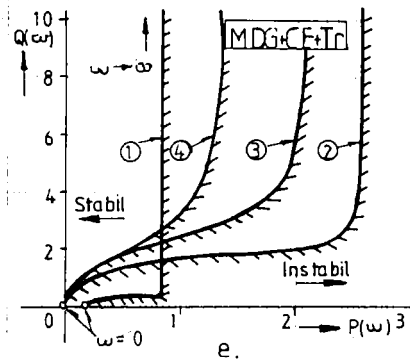
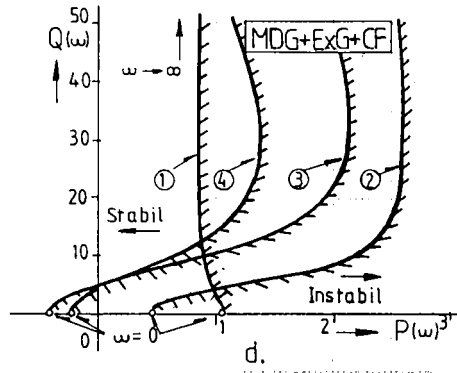
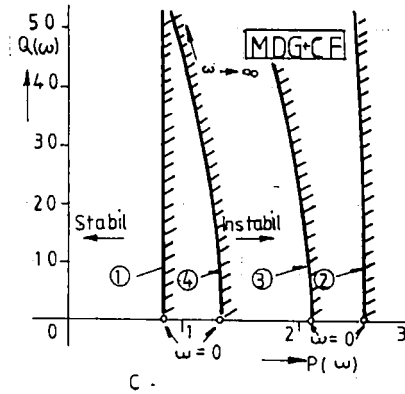
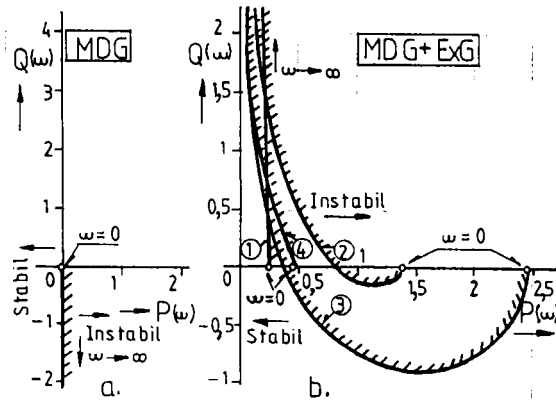
$$\begin{aligned} (T_d p + 1)\bar{n} + k_{2d}\bar{\phi}_g + k_{1d}\bar{I}_g - k_x\bar{x} &= 0 \\ -k_{2g}\bar{n} + (T_g p + 1)\bar{\phi}_g + k_{3g}\bar{I}_g &= 0 \\ -k_{2f}\bar{n} - (k_{1f} - T_{fg} p)\bar{\phi}_g + (T_f p + 1)\bar{I}_g &= 0 \\ k_m\bar{n} + (T_s p + 1)\bar{x} &= 0 \end{aligned} \quad (2.153)$$

Imagina decompunerii D s-a prezentat în figura 2-21a, iar valorile λ_{lim} în tabelul 2.12.

Tabelul 2.12

Regimul	1	2	3	4
λ_{lim}	5,07483	4,46882	3,58714	5,48633

Comparând rezultatele cu cele din tabelul (2.8) și de la 2.3.6.6. se constată că λ_{lim} este suma valorilor obținute la grupurile MDG + ExG + CF și MDG + RM, deoarece atașarea regulatorului nu schimbă structura primului grup.



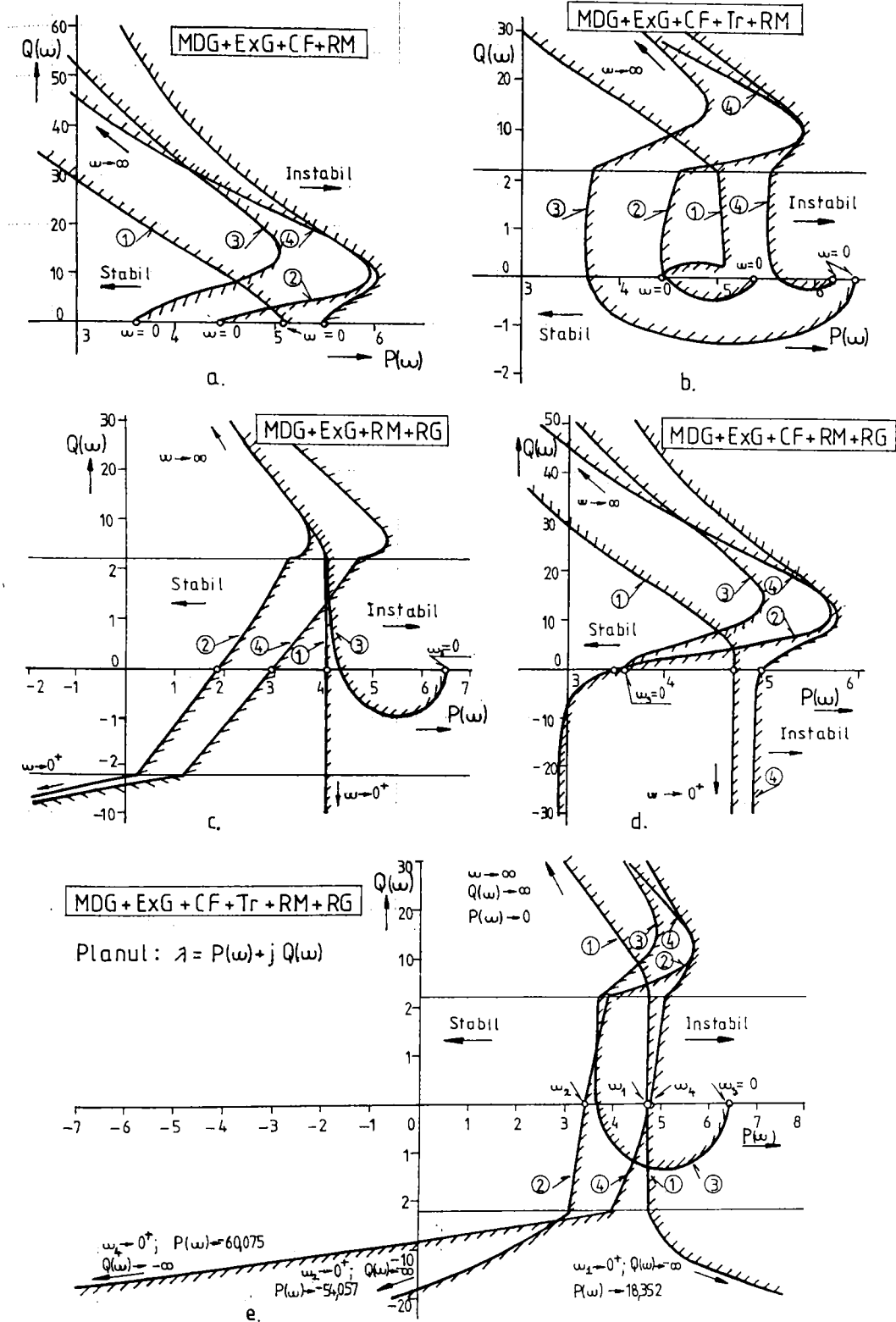


Fig 2-21

2.3.6.9. Stabilitatea grupului MDG + ExG + CF + Tr + RM.

Ecuțiile (2.8), (2.97), (2.27), (2.37) și (2.101), la $\bar{\varphi} = \bar{R}_l = 0$ formează sistemul:

$$\begin{aligned} (T_d p + 1)\bar{n} + k_{2d}\bar{\phi}_g + k_{1d}\bar{I}_g - k_x\bar{x} &= 0 \\ -k_{2g}\bar{n} + (T_g' p + 1)\bar{\phi}_g + k_{3g}\bar{I}_g &= 0 \\ -k_{2f}\bar{n} - (k_{1f} - T_{fg} p)\bar{\phi}_g + (T_f p + 1)\bar{I}_g + k_{3f}\bar{v} &= 0 \\ -k_{1v}\bar{I}_g + (T_v p + 1)\bar{v} &= 0 \\ k_m \bar{n} + (T_s p + 1)\bar{x} &= 0 \end{aligned} \quad (2.154)$$

pentru care imaginea descompunerii D este reprezentată în figura 2-21b, iar valorile λ_{lim} în tabelul 2.13.

Tabelul 2.13

Regimul	1	2	3	4
λ_{lim}	4,45422	4,48605	3,67992	5,63036

Comparând rezultatele cu cele din tabelul 2.12 și figura 2-21a, se constată că prin atașarea trenului la grupul MDG + ExG + CF + RM, la regimul 1 scade limita de stabilitate, însă la regimurile 2, 3, și 4 crește puțin, datorită atenuării variației curentului de sarcină, deci a influenței excitației serie anticompund. Efectul este similar ca la grupul MDG + ExG + CF + Tr. (vezi figura 2-20d și f, respectiv tabelele 2.8 și 2.10).

Din comparația figurilor 2-20f și 2-21b rezultă că la frecvențe mici atașarea regulatorului nu schimbă forma curbei limită, numai o deplasează spre dreapta, deci lărgeste domeniul de stabilitate.

2.3.6.10. Stabilitatea grupului MDG + ExG + RM + RG.

Funcționarea grupului este descrisă de ecuațiile (2.8), (2.97), (2.101) și (2.102), la $\bar{I}_g = \bar{v} = \bar{R}_l = 0$, deci considerând că generatorul nu are excitație serie:

$$\begin{aligned} (T_d p + 1)\bar{n} + k_{2d}\bar{\phi}_g - k_x\bar{x} &= 0 \\ -k_{2g}\bar{n} + (T_g' p + 1)\bar{\phi}_g - k_{1g}'\bar{\varphi} &= 0 \\ k_m \bar{n} + (T_s p + 1)\bar{x} &= 0 \\ \bar{x} + T_{sc} p \bar{\varphi} &= 0 \end{aligned} \quad (2.155)$$

Imaginea descompunerii D pentru acest sistem s-a reprezentat în figura 2-21c, iar λ_{lim} în tabelul 2.14.

Tabelul 2.14

Regimul	1	2	3	4
λ_{lim}	4,01440	1,82748	4,32053	2,91519

Comparația acestor rezultate cu cele din tabelul 2.11. și figura 2-20h arată că atașarea regulatorului generatorului (tip 1) la grupul MDG + ExG + RM, reduce domeniul de stabilitate atât în regimul 1 cât mai ales în regimurile 2 și 4, unde coeficientul unghiular al caracteristicii $R_c(\varphi)$ și ca urmare, coeficientul k_{1g}' au valori mari. În regimul 3 nu s-a modificat λ_{lim} , deoarece regulatorul de câmp nu funcționează, fiind la limitator. Reducerea pronunțată a stabilității în lipsa circuitului de forță

se datorează diminuării efectului stabilizator al regulatorului motorului, deoarece datorită intervenției RG, procesul de reglare continuă în sens invers. Acest efect s-a observat și la sistemul de reglare cu amplificator magnetic și element selectiv la conectarea bobinei de reglare după croarea de injecție /B6,S9/. Totuși, regulatorul de câmp este un element absolut necesar al sistemului de reglare, deoarece asigură utilizarea completă a puterii disponibile momentane a motorului diesel și funcționarea cu economicitate optimă la puteri parțiale, eliminând croarea de injecție.

Rezerva de stabilitate necesară pentru buna funcționare a întregii instalații se asigură prin reducerea coeficientului $a_o = f_o k'_{1g} k_m \frac{I_{go}}{T_{sc}}$ a ecuației caracteristice și deci a valorii k'_{1g} , respectiv prin mărirea valorii T_{sc} ca urmare a reducerii lățimii fanțelor bușei de amortizare (b).

2.3.6.11. Stabilitatea grupului MDG + ExG + CF + RM + RG.

Din ecuațiile (2.8), (2.97), (2.27), (2.101) și (2.102) ale elementelor grupului, la $\bar{v} = \bar{R}_l = 0$ rezultă sistemul:

$$\begin{aligned} (T_d p + 1) \bar{n} - k_{2d} \bar{\phi}_g + k_{1d} \bar{I}_R - k_x \bar{x} &= 0 \\ -k_{2g} \bar{n} + (T_g p + 1) \bar{\phi}_g + k_{3g} \bar{I}_x - k'_{1g} \bar{\varphi} &= 0 \\ -k_{2f} \bar{n} - (k_{1f} - T_{fR} p) \bar{\phi}_g + (T_f p + 1) \bar{I}_g &= 0 \\ k_m \bar{n} + (T_s p + 1) \bar{x} &= 0 \\ \bar{x} + T_{sc} p \bar{\varphi} &= 0 \end{aligned} \quad (2.156)$$

Ecuația caracteristică a sistemului este de gradul 5, imaginea descompunerii D fiind reprezentată în figura 2-21d, iar valorile λ_{lim} în tabelul 2.15.

Tabelul 2.15

Regimul	1	2	3	4
λ_{lim}	4,71977	3,47736	3,58714	4,93566

Se constată că atașarea RG la grupul MDG + ExG + CF + RM reduce de asemenea rezerva de stabilitate la toate regimurile la care este în funcțiune, însă nu în aceeași măsură ca în cazul legării la grupul MDG + ExG + CF. Diminuarea efectului negativ se datorează influenței stabilizatoare a circuitului de forță, prin coeficienții de transfer k_{1f} și k_{2f} .

2.3.6.12. Stabilitatea ansamblului MDG + ExG + CF + Tr + RM + RG.

Sistemul de ecuații pentru întregul ansamblu s-a prezentat la punctul 2.3.3., sistemul (2.113), iar coeficienții ecuației caracteristice sunt dați prin relațiile (2.115) ... (2.121). Imaginea descompunerii D este prezentată în figura 2-21c, iar valorile λ_{lim} în tabelul 2.16.

Tabelul 2.16

Regimul	1	2	3	4
λ_{lim}	4,72682	3,41835	3,67992	4,75567

Legarea trenului la grupul MDG + ExG + CF + RM + RG are o influență foarte mică asupra stabilității (a valorii λ_{lim}), cu toate că se modifică mult imaginea descompunerii D la frecvențe mici. După cum rezultă din comparația tabelelor 2.15 și 2.16, la regimurile 1 și 3 are loc o ușoară creștere, iar la regimurile 2 și 4 o ușoară reducere a domeniului de stabilitate. Atașarea regulatorului generatorului la grupul MDG+ExG+CF+Tr+RM are o influență mai pronunțată: la regimul 1 ($\partial R_c/\partial \varphi$ are valoare mică) crește λ_{lim} , în schimb la regimurile 2 și 4 ($\partial R_c/\partial \varphi$ - valori mari) se reduce.

Se constată că grupul MDG funcționează stabil la toate regimurile analizate, dar stabilitatea scade la creșterea curentului de sarcină și a valorii $\partial R_c/\partial \varphi$.

Valori apropiate cu cele din tabelul 2.16 se obțin pentru λ_{lim} din condiția Hurvitz $a_2 > 0$, din care, după împărțirea relației (2.119) cu T_d și T_v , respectiv neglijarea termenilor cu influență redusă $|T_6, T_{10}|$, se obține:

$$\lambda_{lim} = \left\{ \frac{k_{3R} k_{1f} + k_{3f} k_{1v} + 1}{f_o T_v} + k_m \left[(k_{3f} k_{1v} + 1) \frac{T'_R}{T_v} + k_{3R} k_{1f} + 1 \right] \frac{\partial M_{d0}}{\partial x_o} + (k_{2R} k_{1f} + k_{2f}) \phi_{g0} + \left(k_{2R} k_{3f} k_{1v} \frac{T'_S}{T_v} + k_{2R} - k_{3R} k_{2f} \right) I_{g0} \right\} : \left(k_{3f} k_{1v} \frac{T'_R + T'_S}{T_v} + k_{3R} k_{1f} + 1 \right). \quad (2.157)$$

În această relație pondere hotărâtoare (peste 80%) au termenii doi din numărător și din numitor, influența primului termen din numărător este mică (sub 2,5%), iar termenul patru fiind negativ reduce rezerva de stabilitate. Aceasta reducere este proporțională cu ponderea termenului $-k_{3R} k_{2f} I_{g0}$, importantă la valori mari ale curentului de sarcină I_{g0} , când generatorul are și circuitul magnetic nesaturat, iar efectul stabilizator al excitației paralele este redus (de ex.: creșterea numărului de spire N_s cu 50% conduce la creșterea coeficientului k_{3R} cu 57% și la reducerea valorii λ_{lim} cu 10%). Și după această relație valoarea λ_{lim} este influențată în mod hotărâtor de coeficientul k_m al regulatorului RM.

2.3.7. Concluzii privind influența regimurilor de lucru ale locomotivei asupra stabilității funcționării grupului MDG.

Din analiza rezultatelor obținute privind limita de stabilitate a funcționării grupului MDG după parametrul λ , rezultate prezentate sintetic în figurile 2-20 și 2-21, respectiv în tabelul 2.17, rezultă câteva concluzii importante:

a. Funcționarea în comun a instalației energetice și de reglare este stabilă la toate regimurile de lucru ale locomotivei, valoarea reală a coeficientului unghiular al caracteristicii momentului motorului diesel (tabelul 2.2) fiind mult mai mică decât λ_{lim} obținut. La creșterea curentului de sarcină I_g și a coeficientului unghiular al caracteristicii $R_c(\varphi)$ se reduce rezerva de stabilitate.

b. Sistemul energetic fără instalație de reglare (regim autoregulator - rândul 6) este instabil la curenți mari, chiar și la înclinație negativă a caracteristicii $M_d(n)$.

c. Elementul hotărâtor pentru realizarea stabilității de funcționare a ansamblului este RM, prin coeficientul de transfer k_m , ceea ce rezultă din compararea rândurilor 1 cu 7, 2 cu 8, 4 cu 9 și 6 cu 10. Totuși, pentru a limita eroarea statică a regulatorului și abaterrea injecției de la valoarea comandată, k_m nu trebuie să ia valori prea mari, fiind recomandată utilizarea arcurilor cu rigiditate variabilă sau a celor multiple, cu rigiditatea echivalentă corelată cu turația motorului.

d. Excitația paralelă a generatorului mărește λ_{im} proporțional cu valoarea coeficientului k_{2g} (v. rândul 2), deci a solenației θ_{pno} . Reducerea saturației circuitului magnetic al generatorului are influență pozitivă atât timp cât nu se reduce exagerat ϕ_{go} .

e. Circuitul de forță are influență pozitivă asupra stabilității, a cărei pondere este determinată de produsul $k_{2f} \phi_{go}$. La $k_{3g} = 0$, creșterea saturației motoarelor electrice mărește stabilitatea până când ϕ_{go} nu scade mult.

f. Legarea excitației serie anticompușd (v. rândul 4) reduce stabilitatea proporțional cu I_{go} și a_{go} (generator nesaturat). Efectul se poate diminua prin reducerea coeficientului k_{3g} , deci a solenației θ_{pno} la valoarea minimă necesară. Prin creșterea termenului $-k_{3g} k_{2f} I_{go}$, la saturația circuitului magnetic a motoarelor electrice stabilitatea se reduce.

Tablul 2.17

Nr. crt.	Grupul	Regimul			
		1	2	3	4
1.	MDG	0,0	0,0	0,0	0,0
2.	MDG+ExG	0,24231	0,80370	0,35196	0,45645
3.	MDG+CF	0,84965	2,5830	2,10137	1,35382
4.	MDG+ExG+CF	1,06079	0,45478	-0,42690	-0,25003
5.	MDG+CF+Tr	0,18864	0,009692	0,001317	0,000341
6.	MDG+ExG+CF+Tr	0,44015	0,48154	-0,32797	-0,08206
7.	MDG+RM	4,01404	4,01404	4,01404	5,73636
8.	MDG+ExG+RM	4,25636	4,71869	4,32052	6,19282
9.	MDG+ExG+CF+RM	5,07483	4,46882	3,58714	5,48633
10.	MDG+ExG+CF+Tr+RM	4,45422	4,48605	3,67992	5,63036
11.	MDG+ExG+RM+RG	4,01440	1,82748	4,32052	2,91519
12.	MDG+ExG+CF+RM+RG	4,71977	3,47736	3,58714	4,93566
13.	MDG+ExG+CF+Tr+RM+RG	4,72682	3,41835	3,67992	4,75567

g. Legarea trenului, fără excitația serie, (v. rândurile 3 și 5) reduce stabilitatea prin frânarea variației curentului de sarcină; dar când există și excitație serie acest efect se manifestă numai la valori mici ale I_g adică la generator saturat, în schimb la I_g mare, când influența excitației serie crește mult, efectul de frânare a variației curentului devine favorabil, reducând variația fluxului generatorului. Comparând rezultatele din rândurile 4 cu 6 respectiv 9 cu 10 la regimurile 2, 3 și 4, precum și 12 cu 13 la regimul 3 rezultă că din suprapunerea celor două efecte se obține o ușoară influență pozitivă asupra stabilității.

h. Regulatorul generatorului, element absolut necesar pentru asigurarea utilizării puterii disponibile momentane și funcționării economice a motorului diesel la puteri parțiale, se folosește numai împreună cu RM și reduce stabilitatea, după cum rezultă din comparația rândurilor 8 cu 11 și 9 cu 12 la regimurile 1, 2 și 4, respectiv 10 cu 13 la regimurile 2 și 4. În regimul 3, RG nu funcționează. Influența negativă se manifestă mai mult la valoare mare a coeficientului unghiular al caracteristicii $R_c(\varphi)$, deci în regimurile 2 și 4. Atașarea circuitului de forță și a trenului reduce această influență negativă. Efectul destabilizant al RG se explică prin intrarea sa în funcțiune după ce RM a intervenit pentru stabilizarea funcționării, ceea ce face ca procesul tranzitoriu să nu se termine, iar variația turăției și apoi a injecției să continue în sens invers.

i. Constantele de timp T_f și T_{fg} având valori foarte mici, se pot neglija în toate calculele, fără ca eroarea introdusă să depășească 0,25%. Când se însumează cu T_v , se pot neglija și constantele T'_g și T_s , iar eroarea totală nu depășește 0,5%, în schimb relațiile de calcul se simplifică.

3. SISTEM DE REGLARE AUTOMATĂ A GENERATORULUI DE TRACȚIUNE A LOCOMOTIVEI DIESEL - ELECTRICE, CU REGULATOR FĂRĂ CONTACTE.

3.1 Schema sistemului de reglare.

SRA care folosesc ca element de execuție pentru reglarea excitației generatorului un regulator de câmp rezistiv (v. fig.2-10), cum este și sistemul Sulzer, prezintă o serie de neajunsuri, cum s-a arătat la punctele 1.3.2.4. și 1.3.6. Pentru eliminarea acestor neajunsuri se propune înlocuirea reglării rezistive cu reglare electronică, utilizând un VTC. Schema bloc a ansamblului care înlocuiește elementul de execuție rezistiv este prezentată în figura 3-1. Pentru a asigura o adaptare ușoară pe locomotivele existente, s-a urmărit păstrarea mărimii de comandă (rotația φ a servomotorului hidraulic din fig.2-10) și a celei de execuție (curentul de excitație independentă i_e).

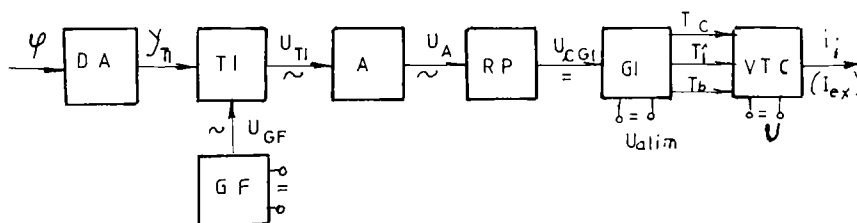


Fig. 3-1 Schema bloc a regulatorului generatorului.

În dispozitivul de acționare (DA) a traductorului inductiv (TI) rotația φ este transformată în translația y_{T1} a miezului. Bobinele traductorului inductiv sunt alimentate de la un generator de frecvență (GF), iar tensiunea de ieșire U_{T1} , proporțională cu φ , este amplificată într-un amplificator A, apoi redresată și filtrată în redresorul de precizie (RP). Tensiunea continuă obținută (U_{CGI}) servește pentru comanda generatorului de impulsuri (GI), care asigură aprinderea tiristoarelor din VTC. Prin alegerea corespunzătoare a parametrilor funcționali ai elementelor sistemului se poate asigura dependența dorită $i_e(\varphi)$.

3.1.1. Dispozitivul de acționare (DA) a traductorului inductiv.

Pentru a realiza transformarea rotației φ în translația y_{TI} , și a asigura în același timp o lege de variație dorită a curentului de excitație $i_i(\varphi)$, s-a admis pentru acționare un dispozitiv cu camă, a cărui schemă de principiu s-a reprezentat în figura 3-2.

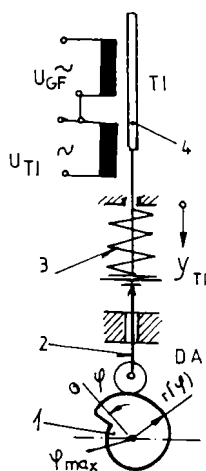


Fig. 3-2 Schema dispozitivului de acționare (DA) a traductorului inductiv (TI).

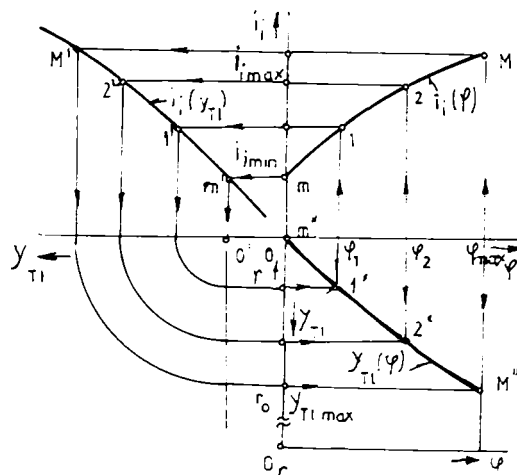


Fig. 3-3 Metoda de determinare a profilului necesar al camei.

Cama 1, antrenată de arborele servomotorului rotativ al regulatorului de câmp, acționează tachtetul cu rolă 2, care deplasează miezul 4 al traductorului inductiv. Arcul 3 asigură contactul permanent al rolei cu cama. Legea de variație $r(\varphi)$ a profilului camei se determină după metoda prezentată în figura 3-3, ținând seama atât de dependența dorită $i_i(\varphi)$, cât și de caracteristica instalației de comandă a VTC, adică de $i_i(y_{TI})$, care se poate ridica experimental. În prima fază se obține legea de deplasare a miezului TI, $y_{TI}(\varphi)$, iar după alegerea razei cercului de bază a camei (r_0), dacă diametrul rolei tachtetului este destul de mic, se poate obține și $r(\varphi)$ după relația:

$$r = r_0 - y_{TI \max} - y_{TI} \quad (3.1)$$

Profilul necesar al camei se poate determina din $y_{TI}(\varphi)$ ținând seama și de raza rolei tachtetului, ca o înfășurătoare a pozițiilor succesive ale rolei.

3.1.2. Traductorul inductiv (TI) și generatorul de frecvență(GF).

Traductorul inductiv realizează transformarea deplasării y_{TI} a miezului său într-o tensiune alternativă U_{TI} . Caracteristica $U_{TI}(y_{TI})$ este practic liniară, abaterea de la liniaritate fiind de (0.5 ... 1.0)% / ***7/. Pentru a reduce influența erorilor de execuție a profilului camei, se recomandă ca deplasarea nominală a miezului să fie de $\pm (10 \dots 20)$ mm.

Bobinele traductorului diferențial, legate în semipunte sau în punte, se alimentează cu o tensiune alternativă U_{GF} de (4 ... 8) V (fig. 3-2), de la un generator de frecvență static (GF), având frecvența purtătoare de 5 kHz. Se pot utiliza traductoarele de fabricație VEB-RFT tip IWT 302 / ***7 /, IMF-IAUC București tip TIW 016.10 sau altele similare.

Poziția inițială a miezului se alege în așa fel, ca să se asigure realizarea curentului i_{\min} la $\varphi = 0$. Realizarea valorii i_{\max} la φ_{\max} se asigură prin reglajul coeficientului de amplificarea în A.

3.1.3. Amplificatorul (A) și redresorul de precizie (RP).

Semnalul de ieșire U_{II} fiind mic, se impune amplificarea acestuia, ceea ce se realizează comod cu ajutorul unui circuit cu amplificatoare operaționale în buclă de reacție negativă, pe intrarea inversoare (de ex. $\beta A741$ IPRS Băncasa, compensat în frecvență, cu circuit de corecție stabilizator incorporat), / B1 /.

Redresorul de precizie, format din amplificatoare operaționale și diode, asigură redresarea fără prag a semnalului U_{Λ} . Semnalul de ieșire filtrat, $U_{\alpha GI}$, servește pentru comanda factorului de umplere al impulsului de tensiune, prin generatorul de impulsuri GI.

3.1.4. Generatorul de impulsuri (GI).

Este elementul care asigură comanda prin poartă a celor trei tiristoare ale VTC: de prima dată a tiristorului de blocare (T_b), apoi simultan a tiristorului de conducere (T_c) și a tiristorului de încărcare (T_i). Schema bloc a generatorului de impulsuri este reprezentată în figura 3-4.

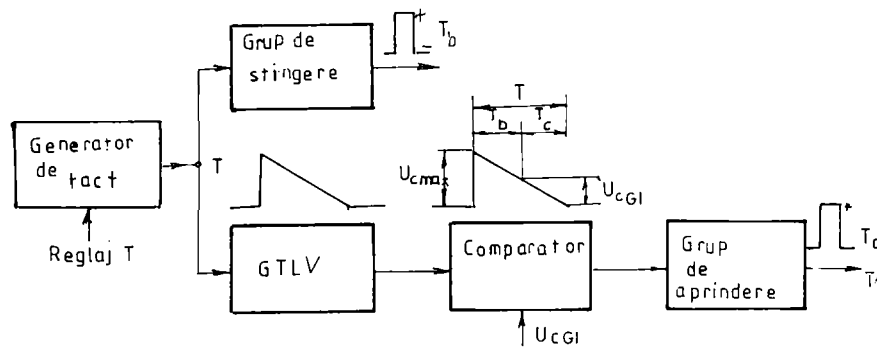


Fig. 3-4 Schema bloc a generatorului de impulsuri.

Generatorul de tact (oscilatorul), cu funcționare independentă, asigură perioada de comandă dorită (T) pentru VTC, cu posibilități de reglaj a frecvenței (perioadei) de tact în intervalul $f = 50 \dots 500$ Hz ($T = 20 \dots 2$ ms). VTC fiind comandat prin lățimea impulsurilor, în timpul funcționării frecvența rămâne constantă. Generatorul de tensiune liniar variabilă (GTLV), realizează o undă de referință în dinți de ferestrău, care comparat cu tensiunea $U_{\alpha GI}$ asigură reglarea automată a duratei de conectare (T_c)

a tiristorului de conducere și prin aceasta a tensiunii, respectiv a curentului i_i din circuitul de excitație independentă a generatorului (sau excitatricei, I_{ex}). Dependența $T_c/T = f(y_{II})$ este aproape liniară.

Grupul de stingere și cel de aprindere cuprind elemente de derivare și de amplificare a impulsului, respectiv câte un transformator de impuls, care asigură atât adaptarea parametrilor de ieșire la cei ai tiristoarelor, cât și separarea galvanică (izolarea între ele a impulsurilor de comandă a tiristoarelor). Valorile parametrilor de icsire trebuie să fie reglabile în intervalul $U_{Gi} = 2 \dots 5$ V, respectiv $I_{Gi} = 0.2 \dots 1.0$ A, pentru a permite adaptarea la cerințele tiristoarelor comandate. Tensiunea de mers în gol a transformatorului trebuie să fie de $U_{Gi0} \approx 20$ V, durata minimă a impulsurilor mai mare decât întârzierea la amorsare a tiristoarelor, deci $15 \dots 20 \mu s$, iar frontul să aibă panta de cel puțin $1 A/\mu s$ /14,K2,K3,S10/.

3.1.5. Variatorul de tensiune continuă (VTC).

Este elementul de execuție al sistemului de reglare, alimentat de la o sursă de tensiune constantă, inductivă sau chimică și comandat prin modulația lățimii impulsurilor (a duratei de conectare T_c), la perioadă T constantă. Valoarea nominală U_{exn} a tensiunii de alimentare a înfășurărilor de excitație independentă a generatoarelor sau excitatricelor variază în limite largi, deci tensiunea sursei de alimentare a VTC poate avea valori de $U = 20 \dots 200$ V. Pentru a garanta funcționarea sigură și la tensiuni mici, s-a conceput un VTC cu încărcarea separată a condensatorului de comutație, chiar la tensiuni superioare tensiunii sursei.

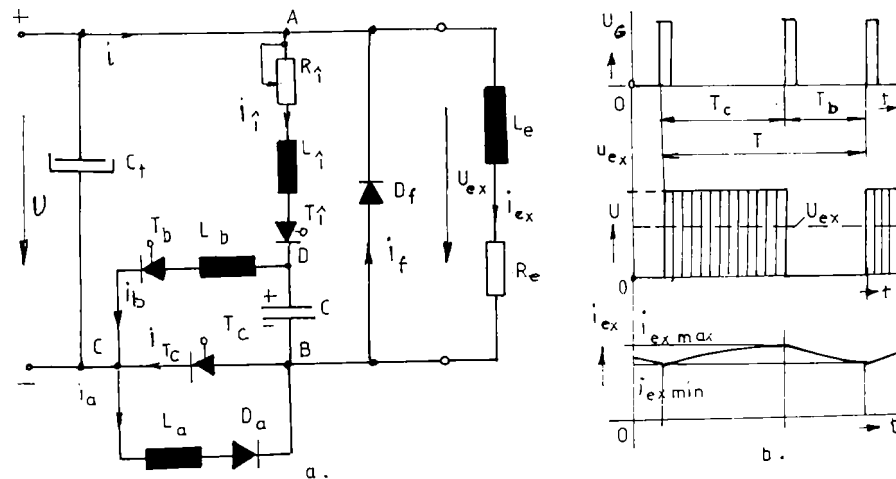


Fig. 3-5 Schema electrică simplificată a variatorului de tensiune continuă (VTC).

Schema electrică simplificată a VTC este reprezentată în figura 3-5a. Înfășurarea de excitație cu inductivitatea L_e și rezistența ohmică R_e (sarcină rezistiv-inductivă) este legată la bornele VTC, la tensiunea variabilă U_{ex} . Schema conține: trei tiristoare rapide, de conducere T_c , de blocare T_b și de

încărcare T_i ; două diode, de fugă D_f și de accelerație D_a ; condensatorul de comutație C ; inductivitățile de încărcare L_i , de blocare L_b și de accelerație L_a ; respectiv rezistența R_i din circuitul de încărcare a condensatorului.

În regimul de funcționare stabilizat (regim cvasistaționar), la comanda simultană a tiristoarelor T_c și T_i curentul de pe D_f se comută pe T_c , la bornele înfășurării de excitație se aplică tensiunea $u_{ex} \approx U$ și curentul i_{ex} crește, iar condensatorul C se încarcă la polaritatea indicată în figură, fiind astfel pregătit pentru stingerea tiristorului de conducere. La sfârșitul procesului de încărcare având $u_c > U$, tiristorul T_i este supus unei tensiuni inverse și se blochează.

Circuitul de stingere format din C , L_b și T_b este legat în paralel cu T_c . La comanda tiristorului T_b , pe T_c se aplică o tensiune inversă, producând blocarea acestuia. Curentul de excitație se comută de pe T_c pe T_b , deci avem un VTC cu comutație indirectă, iar condensatorul se încarcă la polaritate inversă. Pentru ca timpul de reîncărcare a condensatorului să nu depindă prea mult de curentul de excitație, s-a introdus circuitul de accelerație format din L_a și D_a / K1, K3, M2, N1, P4/. În timpul reîncărcării condensatorului C tensiunea u_{ex} se micșorează, iar când $u_{ex} \approx 0$ curentul de excitație se comută de pe T_b pe D_f , deci T_b se blochează. La o nouă comandă a tiristorului T_c și T_i tot procesul se repetă în mod identic.

Datorită valorii mari a inductivității L_c , în regimul cvasistaționar curentul de excitație variază între valorile $i_{ex\ min} \dots i_{ex\ max}$, deci avem conducție permanentă.

Considerând comutația instantanee, în momentul aplicării impulsurilor de comandă, variația în timp a tensiunii u_{ex} și a curentului i_{ex} pe o perioadă este reprezentată în figura 3-5b. Tensiunea medie în această ipoteză (ideală) este deci:

$$U_{med} = \frac{T_c}{T} U = u_r U,$$

unde:

$$u_r = \frac{U_{med}}{U} = \frac{T_c}{T} \quad (3.2)$$

este factorul de umplere al impulsului de tensiune aplicată sarcinii, sau factorul de comandă.

Prin reglajul rezistenței R_i se poate modifica factorul de amortizare a circuitului de încărcare, deci tensiunea de încărcare a condensatorului C , și astfel se asigură blocarea tiristorului T_c chiar la valori mici ale tensiunii U . La nevoie rezistența R_i poate asigura și limitarea curentului maxim ce apare prin tiristoarele T_i , T_b în cazul defectării generatorului de impulsuri, când unul din aceste tiristoare primește impuls de comandă înainte de blocarea celuilalt.

Utilizarea condensatorului tampon C_i este strict necesară dacă sursa este inductivă, dar este utilă și în cazul folosirii acumulatorilor, ducând la uniformizarea curentului prin sursă și la reducerea influenței rezistenței interioare a sursei, respectiv a rezistenței și inductivității cablurilor de legătură.

Pentru lărgirea domeniului de variație a tensiunii medii și reducerea variației curentului de excitație pe o perioadă (prin mărirea frecvenței de lucru) se impune utilizarea tiristoarelor rapide cu timp de dezamorsare după comutație (de revenire) $t_q < 25 \mu s$. Toate semiconductoarele se prevăd cu protecție RC împotriva supratensiunilor de comutație. Protecția împotriva curenților excesivi accidentali se realizează prin siguranțe fuzibile ultrarapide.

3.2. Calculul parametrilor funcționali la alimentarea excitației prin VTC.

În scopul determinării legăturii dorite $I_{ex}(\varphi)$ a sistemului de reglare a curentului de excitație, este necesară cunoașterea modului de variație a valorii medii a curentului de excitație în funcție de factorul de comandă și de parametrii constructivi ai VTC. Siguranța funcționării întregului sistem de reglare depinde mult de funcționarea corectă a VTC, în special de siguranța comutărilor, de valorile extreme și de vitezele de variație ale tensiunilor de blocare și ale intensităților prin semiconductoare. Pentru alegerea corectă a elementelor componente ale VTC și aprecierea modului de funcționare, este necesară determinarea legilor de variație ale tensiunilor și curenților prin toate elementele variatorului și găsirea criteriilor de dimensionare ale acestora.

Având un VTC de construcție nouă, s-a elaborat o metodă originală de determinare a variației parametrilor funcționali, bazată pe un model matematic al ansamblului VTC - înfășurare de excitație, care se pretează la utilizarea calculatorului numeric.

3.2.1. Ipoteze de calcul.

Complexitatea relațiilor ce compun modelul matematic al funcționării VTC împreună cu sarcina, depinde de parametrii și de fenomenele care se iau în considerare. Astfel, în literatura de specialitate / K2, K3, M2, P4, S10 / în general se neglijează rezistențele bobinelor din VTC și căderile de tensiune în conducție pe semiconductoare, iar valorile parametrilor R, L și C se consideră constante. În cazul când tensiunea sursei de alimentare este mare, aceste simplificări nu produc abateri mari față de realitate, dar la valori mici ale tensiunii de alimentare unele din aceste simplificări nu sunt admisibile.

Pentru ca modelul matematic să reprezinte fidel fenomenele din VTC, s-au admis următoarele ipoteze:

- a. Sursa de tensiune se presupune de impedanță nulă (sursă electrochimică, sau având condensator tampon de mare capacitate);
- b. Inductivitățile L_a , L_b , L_f din VTC se consideră constante. Inductivitatea L_c variază puțin cu intensitatea, dar circuitul magnetic fiind slab saturat, se consideră și $L_c = \text{constant}$;
- c. Condensatorul de comutație se consideră ideal, descris numai printr-o capacitate de valoare constantă;
- d. Rezistența R_i se consideră reglată la o valoare constantă, iar R_c se admite pentru regimul termic stabilizat;
- e. Nu se neglijează rezistențele bobinelor de accelerare și de blocare, ci se consideră constante;
- f. Se neglijează curentul invers prin semiconductoare și influența circuitelor de protecție;
- g. Se neglijează durata intrării în conducție și de blocare a diodelor;
- h. Căderea de tensiune în conducție pe diode, u_D se consideră constantă;

i. Timpul scurs dintre momentul aplicării impulsului de comandă și până când tensiunea directă pe tiristoare scade la 10% din valoarea sa inițială U_0 , adică timpul de amorsare t_{at} fiind mic (2 ... 5 μ s), se neglijează;

j. În timpul t_{st} de stabilizare a conducerii, tensiunea u_T pe tiristoare scade, având valori de $0,1U_0 > u_T > U_{T0}$, unde U_{T0} este tensiunea de prag de conducție. În calcule se va considera o valoare medie constantă, corespunzătoare fazei în care se află tiristorul după comandă.

k. Se studiază regimul cvasistaționar, și se notează cu t_j durata fazei "j", iar cu $t_{jk} = \sum_{j=1}^k t_j$ durata cumulată a mai multor faze.

3.2.2. Incărcarea condensatorului C după comanda tiristoarelor T_c și T_r .

3.2.2.1. Variația curenților și a tensiunilor.

La comanda tiristorului T_c curentul se comută de pe D_r pe T_c . Din cauza inductivității reduse a conductoarelor de legătură, comutația are loc rapid și nu are influență considerabilă asupra condițiilor inițiale, deci se poate considera instantanee. Schema părții active a VTC în această fază este reprezentată în figura 3-6a. În regim cvasistaționar în momentul inițial condensatorul este încărcat cu polaritatea după semnele din paranteză. Condițiile inițiale sunt deci:

$$t = 0; \quad i_{cx}(0) = i_{cx0}; \quad u_c(0) = -u_{c0}; \quad i_r(0) = i_c(0) = 0.$$

În prima fază, la $0 \leq t \leq t_1$, când conduc ambele tiristoare, avînd $i_r = i_c$, ecuațiile tensiunii pe cele două ochiuri sunt:

$$L_c \frac{di_{cx}}{dt} + R_c i_{cx} = U - u_{Te1} \quad (3.3)$$

$$L_r \frac{di_c}{dt} + R_r i_c = u_c = U - u_{Te1} - u_{Tr1}, \quad (3.4)$$

unde:

$$u_c = -u_{c0} - \frac{1}{C} \int i_c dt. \quad (3.5)$$

Ținînd seama de condițiile inițiale și de relația (3.5), aplicînd teoremele metodei operaționale și a transformatei Laplace, formele operaționale ale relațiilor (3.3) și (3.4) sunt / P9 /:

$$(sL_c + R_c) I_{cx}(s) = \frac{U - u_{Te1}}{s} - I_c(s) u_{c0} \quad (3.6)$$

$$\left(sL_r + R_r + \frac{1}{sC} \right) I_c(s) = \frac{U - u_{c0} - u_{Te1} - u_{Tr1}}{s}, \quad (3.7)$$

de unde rezultă imaginile celor două intensități:

$$I_{cx}(s) = \frac{U - u_{Te1} - sL_c u_{c0}}{s(L_c s + R_c)} \quad (3.8)$$

și

$$I_c(s) = \frac{C(U - u_{c0} - u_{Te1} - u_{Tr1})}{C L_r s^2 + C R_r s + 1}. \quad (3.9)$$

Determinarea originalelor se face prin descompunerea imaginilor în fracții simple și utilizarea tabelor cu transformatele Laplace directe și inverse.

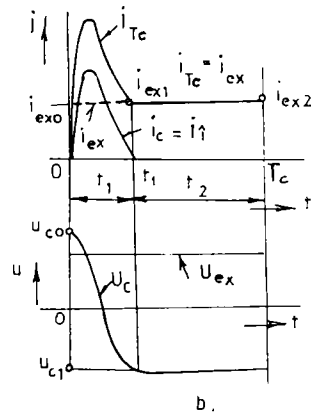
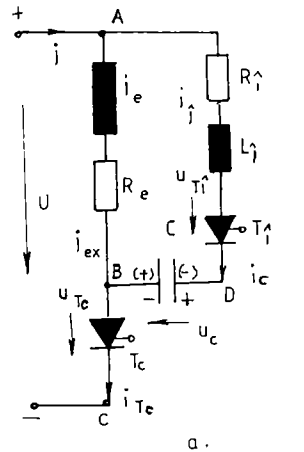


Fig. 3-6 Schema părții active a VTC și variația parametrilor în faza 1 și 2.

Notând $U_1 = U - u_{Tc1} - u_{Tf1}$, intensitatea prin condensator rezultă:

$$i_c = I_1 \frac{U_1 - u_{c0}}{\omega_1 L_f} e^{-b_1 t} \sin \omega_1 t. \quad (3.13)$$

Din relația (3.5) se obține și tensiunea pe condensator:

$$u_c = U_1 - \frac{U_1 + u_{c0}}{\sin \varphi_{c1}} e^{-b_1 t} \sin(\omega_1 t + \varphi_{c1}). \quad (3.14)$$

unde: $\varphi_{c1} = \arctg \frac{\omega_1}{b_1} = \arccos k_{a1} \quad (3.15)$

este faza inițială pentru u_c .

Pentru intensitatea prin înfășurarea de excitație, cu rădăcinile ecuației caracteristice $s_1 = 0$ și $s_2 = -R_e/L_e = -1/\tau_{ex}$, se obține:

$$i_{ex} = I_{ex1} + (I_{ex2} - i_{ex0}) e^{-t/\tau_{ex}}, \quad (3.10)$$

unde:

$$\tau_{ex} = \frac{L_e}{R_e} \quad \text{este constanta de timp a bobinei de excitație,}$$

$$I_{ex1} = \frac{U - u_{Tc1}}{R_e} \quad \text{- curentul de scurtcircuit prin excitație în faza 1.}$$

Pentru intensitatea prin condensator, ecuația caracteristică este:

$$CL_f s^2 + CR_f s + 1 = 0. \quad (3.11)$$

La amortizare subcritică ($k_{a1} < 1$), rădăcinile ecuației caracteristice sunt:

$$s_{1,2} = -\frac{R_f}{2L_f} \pm \frac{j}{\sqrt{CL_f}} \sqrt{1 - \frac{(CR_f)^2}{4CL_f}} = -b_1 \pm j\omega_1, \quad (3.12)$$

unde:

$$\omega_{01} = \frac{1}{\sqrt{CL_f}} \quad \text{este pulsația proprie (naturală) a circuitului de încărcare neamortizat;}$$

$$\omega_1 = \omega_{01} \sqrt{1 - k_{a1}^2} \quad \text{- pseudopulsația circuitului de încărcare, amortizat;}$$

$$k_{a1} = \frac{CR_f}{2\sqrt{CL_f}} = \frac{CR_f}{2} \omega_{01} \quad \text{- amortizarea relativă, iar}$$

$$b_1 = \frac{R_f}{2L_f} = k_{a1} \omega_{01} \quad \text{- factorul de amortizare al circuitului de încărcare.}$$

Intensitatea curentului prin tiristorul T_c este:

$$i_{Tc} = i_{ex} + i_c, \quad (3.16)$$

iar tensiunea aplicată înfășurării de excitație:

$$u_{ex} = U - u_{Te1}. \quad (3.17)$$

La

$$t = t_1 + \frac{\pi}{\omega_1} \frac{\pi}{\omega_0 \sqrt{1 - k_{a1}^2}} \quad (3.18)$$

avem $i_{c1} = 0$, deci încărcarea condensatorului încetează și tensiunea atinge valoarea sa maximă:

$$u_{c1} = u_{c1} = U_1 + (U_1 - u_{co}) e^{-\frac{k_{a1}\pi}{\sqrt{1-k_{a1}^2}}}. \quad (3.19)$$

Pentru ca procesul de încărcare a condensatorului să se încheie înainte de comanda tiristorului T_b , deci tiristorul T_i să se stingă, este necesar ca valoarea minimă a duratei de conectare:

$$T_{cmin} = u_{rmin} T \geq t_1, \quad (3.20)$$

deci timpul de încărcare t_1 limitează valoarea minimă posibilă a factorului de umplere, a timpului de conectare, respectiv a tensiunii și a curentului de sarcină.

La amortizare critică ($k_{a1} = 1$) rădăcinile ecuației caracteristice sunt egale:

$$s_{1,2} = -h_1 - \omega_0$$

și avem:

$$i_c = i_f = \frac{U_1 - u_{co}}{L_f} t e^{-h_1 t}, \quad (3.21)$$

respectiv

$$u_c = U_1 - (U_1 - u_{co})(1 - h_1 t)e^{-h_1 t}. \quad (3.22)$$

Din relația (3.21) rezultă că încărcarea condensatorului încetează, adică $i_{c1} = 0$ numai la $t_1 \rightarrow \infty$, când se obține $u_{c1} = U_1$, deci condensatorul nu se încarcă la o tensiune mai mare decât cea a sursei. Tiristorul T_i de fapt încetează să conducă dacă i_c scade sub curentul de menținere I_{fi} , adică după timpul t_1' definit prin relația:

$$I_{fi} \geq \frac{U_1 - u_{co}}{L_f} t_1' e^{-h_1 t_1'}, \quad (3.23)$$

de unde se obține $t_1' > t_1$ (obținut la $k_{a1} < 1$).

Rezultă deci, că circuitul de încărcare cu $k_{a1} \geq 1$ nu corespunde cerințelor enunțate ca $u_{c1} > U$ și $t_1 < T_{cmin}$, deci se impune în mod obligatoriu soluția cu $k_{a1} < 1$, respectiv $R_f = 2\sqrt{L_f C}$.

În a doua fază a funcționării, de la blocarea tiristorului T_i și până la comanda blocării tiristorului T_c , adică în intervalul $0 < t < t_2 = T_c - t_1$ conduce numai tiristorul T_c , având curentul:

$$i_{Tc} = i_{ex} = I_{cs2} - (I_{cs2} - i_{ex1})e^{-\frac{t}{\tau_2}}, \quad (3.24)$$

unde: $I_{cs2} = \frac{U - u_{Te2}}{R_c}$ este curentul de scurtcircuit în faza 2;

i_{ex1} - rezultă din relația (3.10) la $t = t_1$.

Tensiunea aplicată înfășurării de excitație este:

$$u_{ex} = U - u_{Tc2}. \quad (3.25)$$

Variația curenților și a tensiunilor în aceste faze este reprezentată în figura 3-6b.

3.2.2.2. Solicitarea semiconductoarelor în fazele 1 și 2.

În prima fază a funcționării VTC, tiristoarele T_1 și T_c sunt solicitate atât la curentul repetitiv maxim cât și la viteza de creștere a curentului în stare de conducție.

Derivând relația (3.13) se obține:

$$\frac{di_f}{dt} = -\frac{U_f + u_{co}}{L_f \sin \varphi_{c1}} e^{-\omega_1 t} \sin(\omega_1 t - \varphi_{c1}), \quad (3.26)$$

de unde rezultă că valoarea maximă a curentului i_f apare la momentul:

$$t_{fM} = \frac{\varphi_{c1}}{\omega_1} \quad (3.27)$$

și este

$$i_{fM} = \frac{U_f + u_{co}}{\omega_1 L_f} e^{-\frac{\varphi_{c1}}{\omega_1}}, \quad (3.28)$$

iar la $t = 0$ se obține valoarea maximă a vitezei de variație:

$$\left. \frac{di_f}{dt} \right|_{t=0} = -\frac{U_f + u_{co}}{L_f}. \quad (3.29)$$

Tensiunea inversă de blocare a tiristorului T_1 în faza 2 este:

$$u_{RT1} = u_{c1} - U + u_{Tc1}. \quad (3.30)$$

Ținând seama de relațiile (3.10), (3.13), (3.16), și (3.27) ... (3.29) rezultă pentru tiristorul T_c :

$$i_{TcM} = I_{cst1} + \frac{U_f + u_{co}}{\omega_1 L_f} e^{-\frac{\varphi_{c1}}{\omega_1}} - (I_{cst1} - i_{cso}) e^{-\frac{\varphi_{c1}}{\omega_1} \tau_{ex}} \quad (3.31)$$

și

$$\left. \frac{di_{Tc}}{dt} \right|_{t=0} = \frac{I_{cst1} - i_{cso}}{\tau_{ex}} - \frac{U_f + u_{co}}{L_f}. \quad (3.32)$$

Deoarece termenul $(I_{cst1} - i_{cso})/\tau_{ex}$ are valoare relativ mică, valoarea minimă a inductivității L_f se determină din condiția ca să limiteze viteza de creștere a curentului i_f sau i_{Tc} la valoarea admisibilă dată în catalog pentru tiristoarele T_1 și T_c deci:

$$L_{fmin} = \frac{U_f + u_{co}}{(di/dt)_{adm}} \quad (3.33)$$

Tiristorul T_1 este blocat, la începutul fazei 1 la tensiunea inversă:

$$u_{RTb1} = u_{co} - u_{Tc1}, \quad (3.34)$$

apoi la tensiunea directă:

$$u_{DTb2} = u_{c1} - u_{Tc2}. \quad (3.35)$$

Dioda D_1 suportă tensiunea inversă:

$$u_{RDf} = u_{ex}. \quad (3.36)$$

3.2.2.3. Caracteristici adimensionale.

Influența amortizării relative și a tensiunii u_{co} asupra duratei și valorii parametrilor funcționali ai procesului de încărcare a condensatorului se poate exprima sub o formă mai generală, în valori adimensionale. Aceste caracteristici se vor exprima numai pentru cazul $k_{a1} < 1$, ceea ce prezintă și interes practic.

Notând cu $T_{01} = 2\pi / \omega_{01}$ perioada procesului de încărcare neamortizat, timpul de încărcare definit de relația (3.18) poate fi exprimat sub forma adimensională:

$$\frac{t_I}{T_{01}} = \frac{1}{2\sqrt{1 - k_{a1}^2}} \quad (3.37)$$

Dacă în relația (3.28) se notează:

$$i_{IM0} = i_{IM}|_{k_{a1}=0} = \frac{U_{c1} - u_{co}}{\omega_{01} L_I} \quad (3.38)$$

valoarea maximă a curentului de încărcare în regim neamortizat, atunci curentul maxim de încărcare se poate exprima în valoare relativă sub forma:

$$\frac{i_{IM}}{i_{IM0}} = e^{-\frac{h_1}{\omega_1} \varphi_{c1}} \quad (3.39)$$

Tensiunea la sfârșitul procesului de încărcare a condensatorului, exprimat în formă adimensională, se determină din relația (3.19) și are forma:

$$\frac{u_{c1}}{U_I} = 1 - \left(1 - \frac{u_{co}}{U_I} \right) e^{-\frac{h_1}{\omega_1} \pi} \quad (3.40)$$

Aceste valori relative s-au reprezentat în figura 3-7a în funcție de k_{a1} , ultima pentru diferite valori ale raportului u_{co}/U_I . Se remarcă faptul că durata procesului începe să crească pronunțat numai la $k_{a1} > 0,8$. Tensiunea finală u_{c1}/U_I scade puternic la creșterea amortizării, iar la $k_{a1} > 0,6$ influența valorii inițiale a tensiunii este minoră, fapt ce este mai bine în evidență din figura 3-7b.

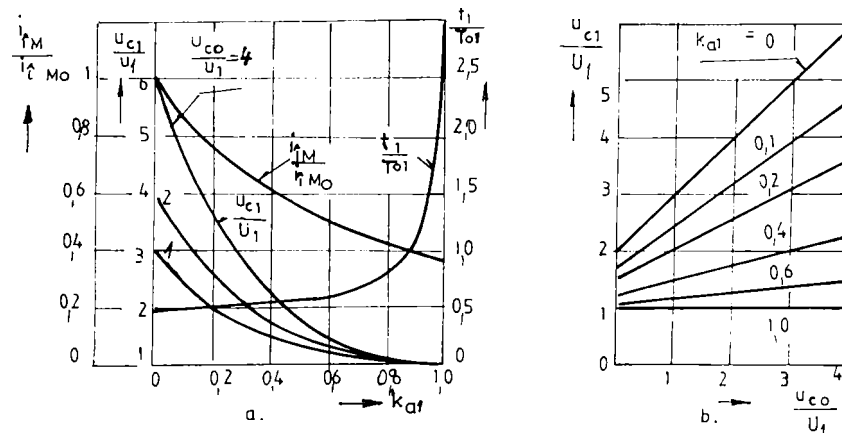


Fig. 3-7 Caracteristicile adimensionale în faza I.

3.2.3. Comanda tiristorului T_b și comutarea curentului de pe tiristorul T_c pe T_b .

3.2.3.1. Variația curenților și a tensiunilor.

Timpul de amorsare a tiristorului T_b , fiind foarte mic, se poate considera că procesul de comutare începe în momentul aplicării impulsului de comandă. Schema părții active a VTC pe această perioadă de timp este reprezentată în figura 3-8a. Condițiile inițiale sunt:

$$t = 0; \quad i_{ex}(0) = i_{Tc}(0) = i_{ex2}; \quad i_c(0) = 0; \quad u_c(0) = -u_{c1}.$$

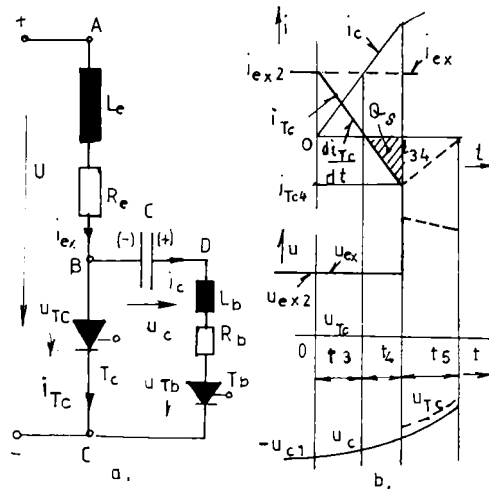


Fig. 3-8 Schema părții active a VTC și variația parametrilor în faza 3 și 4.

După amorsarea tiristorului T_b , condensatorul C începe să se descarce, curentul i_c crește, tiristorului T_c i se aplică tensiune inversă, iar i_{Tc} începe să scadă (figura 3 - 8b). La momentul $t = t_3$ avem: $i_{c3} = i_{ex3}$, iar $i_{Tc3} = 0$, dar conductivitatea joncțiunilor tiristorului T_c nu se schimbă datorită purtătorilor acumulați și curentul i_{Tc} scade în continuare, devenind negativ. Curentul invers prin tiristor în timpul t_4 elimină purtătorii de sarcină din joncțiunile exterioare și tiristorul devine capabil să preia tensiune inversă. După sfârșitul fazei 4 pe T_c apare tensiune inversă, curentul i_{Tc} începe să scadă și după timpul t_5 devine zero.

În faza 3 a funcționării schemei, la

$t \in [0; t_3]$, aplicând legile lui Kirchoff obținem ecuațiile:

$$L_c \frac{di_{ex}}{dt} + R_e i_{ex} - u_{Tc3} = U \quad (3.41)$$

$$u_c - L_b \frac{di_c}{dt} - R_b i_c - u_{Tb3} - u_{Tc3} = 0 \quad (3.42)$$

$$i_{Tc} = i_{ex} - i_c \quad (3.43)$$

unde:

$$u_c = -u_{c1} - \frac{1}{C} \int i_{Tc} dt. \quad (3.44)$$

Ținând seama de condițiile inițiale și aplicând teoremele transformării Laplace, din ecuația (3.41) se obține:

$$(sL_c + R_e) I_{ex}(s) = \frac{U - u_{c1}}{s} - I_{cex2},$$

relație similară cu (3.6) și legea variației curentului prin înfășurarea de excitație va fi:

$$i_{ex} = I_{ex3} - (I_{ex3} - I_{ex2}) e^{-t/\tau_c}, \quad (3.45)$$

unde: $I_{\text{ex}3} = \frac{U - u_{Tc3}}{R_c}$ este curentul de scurtcircuit în faza 3.

Similar, din relațiile (3.42) și (3.44) se obține:

$$\left(sL_b \quad R_b \quad \frac{1}{sC} \right) I_c(s) = \frac{u_{c1} - u_{Tc3} - u_{Tb3}}{s}$$

și

$$I_c(s) = \frac{C(u_{c1} - u_{Tc3} - u_{Tb3})}{CL_b s^2 + CR_b s + I} \quad (3.46)$$

respectiv ecuația caracteristică:

$$CL_b s^2 + CR_b s + I = 0.$$

Bobina din circuitul de blocare având rezistență foarte mică amortizarea este slabă, iar rădăcinile ecuației caracteristice sunt:

$$s_{1,2} = -\frac{R_b}{2L_b} \pm \frac{1}{\sqrt{CL_b}} \sqrt{1 - \frac{(CR_b)^2}{4CL_b}} = -h_3 \pm j\omega_3, \quad (3.47)$$

unde: $\omega_{03} = \frac{1}{\sqrt{CL_b}}$; $\omega_3 = \omega_{03} \sqrt{1 - k_{a3}^2}$; $k_{a3} = \frac{CR_b}{2\sqrt{CL_b}} = \frac{CR_b}{2} \omega_{03}$ și $h_3 = \frac{R_b}{2L_b} = k_{a3} \omega_{03}$

cu semnificațiile arătate la 3.2.2.1.

Notând $U_3 = u_{c1} - u_{Tc3} - u_{Tb3}$, intensitatea curentului prin condensator rezultă:

$$i_c = \frac{U_3}{\omega_3 L_b} e^{-h_3 t} \sin \omega_3 t. \quad (3.48)$$

Din relația (3.42) rezultă tensiunea pe condensator:

$$u_c = -\frac{U_3}{\sqrt{1 - k_{a3}^2}} e^{-h_3 t} \sin(\omega_3 t - \varphi_{c3}) + u_{Tc3} - u_{Tb3}, \quad (3.49)$$

unde:

$$\varphi_{c3} = \arctg \frac{\omega_3}{h_3} = \arccos k_{a3} \quad (3.50)$$

este faza inițială pentru u_c .

Tensiunea aplicată înfășurării de excitație este:

$$u_{ex} = U - u_{Tc3}. \quad (3.51)$$

La $t = t_3$ avem $i_{Tc3} = 0$ și din relația (3.43) rezultă $i_{\text{ex}3} = i_{c3}$, respectiv:

$$I_{\text{ex}3} - (I_{\text{ex}3} - I_{\text{ex}2}) e^{-t_3/\tau_0} = \frac{U_3}{\omega_3 L_b} e^{-h_3 t_3} \sin \omega_3 t_3, \quad (3.52)$$

relație din care se determină timpul t_3 , cu care rezultă $i_{\text{ex}3}$, i_{c3} și u_{c3} .

În faza 4 de funcționare, deci în intervalul de timp t_4 care se numește și timp de stocare / I4, S10/, din joncțiunile tiristorului trebuie eliminată sarcina de stocare Q_s a cărei valoare depinde de curentul prin tiristor înainte de comutație și de viteza de variație a curentului, di_T/dt / I4, K3, M2 /, fiind dată în cataloage sub formă de diagramă.

Considerând $u_{Tb4} = u_{Tc3}$, și $u_{Tb4} = u_{Tb3}$, legile de variație ale curentilor și tensiunilor stabilite

pentru faza 3, sunt valabile și în această fază, deci pe întregul interval $0 \leq t \leq t_{34}$.

Astfel se poate scrie:

$$Q_s = \int_{t_1}^{t_2} (i_c - i_{ex}) dt. \quad (3.53)$$

Utilizând relațiile (3.45) și (3.48), după integrare rezultă ecuația pentru determinarea timpului t_{34} de forma:

$$Q_s = \frac{CU_3}{\sqrt{1-k_{a3}^2}} \left[e^{-bt_{34}} \sin(\omega_3 t_{34} + \varphi_{c3}) - e^{-bt_3} \sin(\omega_3 t_3 + \varphi_{c3}) \right] \\ I_{ex3}(t_{34} - t_3) - \tau_{ex}(I_{ex3} - I_{ex2})(e^{-t_3/\tau_{ex}} - e^{-t_{34}/\tau_{ex}}) = 0, \quad (3.54)$$

iar cu t_{34} obținut rezultă și $i_{c4} = i_c(t_{34} - t_3)$, respectiv: $i_{ex4} = i_{ex}(t_{34})$; $i_{c4} = i_c(t_{34})$; $u_{c4} = u_c(t_{34})$.

Cu relația (3.43) se obține valoarea maximă a curentului invers prin tiristorul T_c : $I_{RITc} = -i_{Tc4}$.

3.2.3.2. Solicitarea semiconductoarelor în fazele 3 și 4.

Tiristoarele T_b și T_c sunt solicitate în aceste faze la viteza de variație a curentului în stare de conducție. Viteza de variație a curentului prin T_b se obține derivând relația (3.48):

$$\frac{di_c}{dt} = -\frac{U_3}{L_b \sqrt{1-k_{a3}^2}} e^{-bt} \sin(\omega_3 t - \varphi_{c3}), \quad (3.55)$$

valoarea sa maximă în fazele considerate fiind la $t=0$:

$$\left. \frac{di_c}{dt} \right|_{t=0} = \frac{U_3}{L_b}. \quad (3.56)$$

Valoarea minimă a inductivității L_b pentru limitarea vitezei de variație a curentului la valoarea admisibilă este deci:

$$L_{bmin} = c_{sb} \frac{U_3}{(di/dt)_{adm}}, \quad (3.57)$$

unde c_{sb} este coeficientul de siguranță.

Pentru tiristorul T_c , după relația (3.43), rezultă că viteza de scădere a curentului este:

$$\frac{di_{Tc}}{dt} = \frac{di_{ex}}{dt} - \frac{di_c}{dt}. \quad (3.58)$$

Având după (3.45):

$$\frac{di_{ex}}{dt} = \frac{I_{ex3} - I_{ex2}}{\tau_{ex}} e^{-t/\tau_{ex}}, \quad (3.59)$$

rezultă că:

$$\frac{di_{Tc}}{dt} = \frac{I_{ex3} - I_{ex2}}{\tau_{ex}} e^{-t/\tau_{ex}} + \frac{U_3}{L_b \sqrt{1-k_{a3}^2}} e^{-bt} \sin(\omega_3 t - \varphi_{c3}) \quad (3.60)$$

Deoarece practic di_{ex}/dt este neglijabil în comparație cu di_c/dt , se poate considera că $di_{Tc}/dt \approx -di_c/dt$.

Pentru a evita vârful de tensiune ce se poate induce în acest moment datorită inductivităților din

circuit, tiristorul T_c trebuie protejat cu un circuit RC legat în paralel.

Acest circuit RC asigură:

- protecția la viteza de variație a tensiunii de blocare;
- supresia tensiunilor parazite la comutație datorate efectului de stocare a purtătorilor;
- facilitarea amorsării tiristorului.

3.2.4. Blocarea tiristorului T_c și funcționarea diodei D_a .

3.2.4.1. Variația curenților și a tensiunilor.

După blocarea joncțiunilor exterioare și apariția tensiunii inverse pe tiristorul T_c , apare curent și prin dioda de accelerare D_a . Partea activă a schemei în fazele 5 și 6 este reprezentată în figura 3-9a.

La început curentul invers scade brusc apoi se stabilizează la o valoare foarte mică, corespunzătoare regimului static de polarizare inversă, deci se poate considera nul.

Legea de variație a curentului invers depinde atât de tiristor, cât și de circuitul de comutație. Din cauza neglijării parametrilor L și R pe latura BC pe care se găsește și tiristorul T_c , inclusiv protecția acestuia la tensiunile de comutație, această latură este nedeterminată. În faza 5, pentru simplificarea legii de variație a curentului i_{Tc} se consideră liniară / I4, K3, S10 / și se exprimă cu ecuația:

$$i_{Tc} = i_{ex4} - i_{c4} + mt \quad (3.61)$$

valabilă în intervalul $t \in [0; t_5]$. Coeficientul unghiular m se poate determina experimental, sau se poate aproxima cu: $m = (0,5 \dots 0,6) \cdot (di_{Tc}/dt)_{3,4}$.

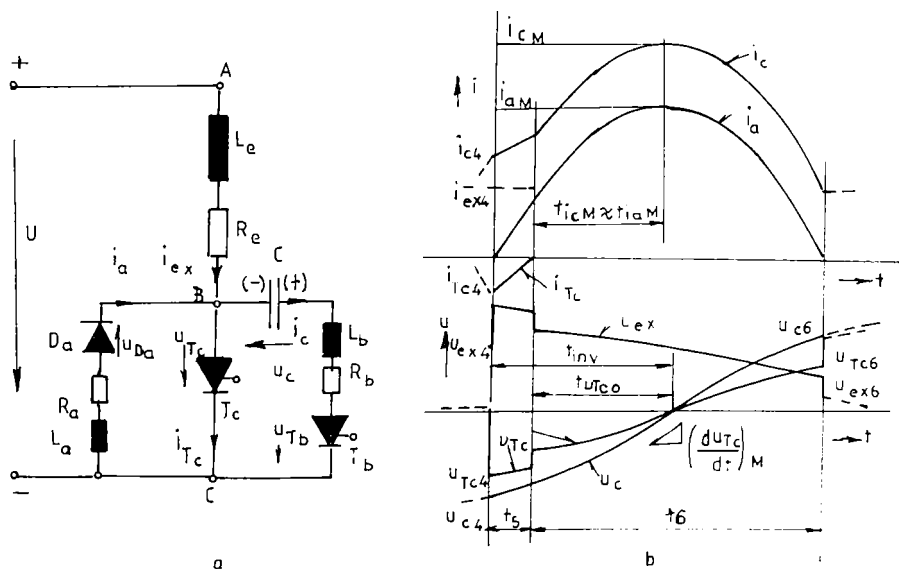


Fig. 3-9 Schema părții active a VTC și variația parametrilor în faza 5 și 6.

Variația curenților și a tensiunilor în perioada funcționării circuitului de accelerare, fazele 5 și 6, este reprezentată în figura 3-9b. Condițiile inițiale sunt:

$$i_{ex}(0) = i_{ex4} ; \quad i_c(0) = i_{c4} ; \quad i_a(0) = 0 ; \quad i_{7c}(0) = i_{ex4} - i_{c4} ; \quad u_c(0) = u_{c4} .$$

În faza 5 a funcționării ecuațiile de tensiuni și de curenți sunt:

$$L_e \frac{di_{ex}}{dt} + R_e i_{ex} + u_c + L_b \frac{di_c}{dt} + R_b i_c = u_{7b5} = U \quad (3.62)$$

$$u_c = L_b \frac{di_c}{dt} + R_b i_c = u_{7b5} = L_a \frac{di_a}{dt} + R_a i_a = u_{Da5} = 0 \quad (3.63)$$

$$i_{ex} - i_a - i_c - i_{7c} = 0 \quad (3.64)$$

$$u_c = u_{c4} - \frac{1}{C} \int i_c dt , \quad (3.65)$$

la care se asociază și relația (3.61).

Eliminând i_{7c} , i_a și u_c cu ajutorul relațiilor (3.61), (3.64) și (3.65), din ecuațiile (3.62) și (3.63), după transformări, se obține sistemul:

$$L_e \frac{di_{ex}}{dt} + R_e i_{ex} - L_b \frac{di_c}{dt} - R_b i_c - \frac{1}{C} \int i_c dt = U - u_{c4} - u_{7b5} \quad (3.66)$$

$$\begin{aligned} (L_e + L_a) \frac{di_{ex}}{dt} + (R_e + R_a) i_{ex} - L_a \frac{di_c}{dt} - R_a i_c \\ = U - u_{Da5} - mL_a - R_a [mt - (t_{c4} - t_{ex4})] , \end{aligned} \quad (3.67)$$

care sub formă operațională devine:

$$(sL_e + R_e) I_{ex}(s) + (sL_b + R_b) I_c(s) - \frac{1}{sC} \int I_c(s) = \frac{U_{b5}}{s} + L_e i_{ex4} + L_b i_{c4} \quad (3.68)$$

$$[s(L_e + L_a) + R_e + R_a] I_{ex}(s) - (sL_a + R_a) I_c(s) - \frac{U_{a5}}{s} - \frac{mR_a}{s^2} = (L_e + L_a) i_{ex4} + L_a i_{c4} , \quad (3.69)$$

unde s-au introdus notațiile:

$$U_{a5} = U - u_{Da5} - mL_a - R_a(i_{ex4} - i_{c4}) \quad (3.70)$$

$$U_{b5} = U - u_{c4} - u_{7b5} . \quad (3.71)$$

Prin rezolvarea sistemului format din ecuațiile (3.68) și (3.69) se obțin imaginile $I_{ex}(s)$ și $I_c(s)$ ale intensităților, de forma:

$$I_{ex}(s) = \frac{P_5(s)}{s^2 N_5(s)} \quad \text{și} \quad I_c(s) = \frac{Q_5(s)}{s N_5(s)} , \quad (3.72)$$

în care:

$$N_5(s) = a_{35}s^3 + a_{25}s^2 + a_{15}s + a_{05} \quad (3.73)$$

$$P_5(s) = p_{45}s^4 + p_{35}s^3 + p_{25}s^2 + p_{15}s + p_{05} \quad (3.74)$$

$$Q_5(s) = q_{35}s^3 + q_{25}s^2 + q_{15}s + q_{05} . \quad (3.75)$$

Introducând notația:

$$n_{p5} = L_e(L_a + L_b) + L_a L_b , \quad (3.76)$$

coeficienții expresiilor (3.73), (3.74) și (3.75) sunt:

$$\begin{aligned}
 a_{05} & \frac{R_e + R_a}{C n_{p5}} \\
 a_{15} & \frac{C [R_e(R_a + R_b) + R_a R_b] + L_a + L_e}{C n_{p5}} \\
 a_{25} & \frac{(L_a + L_b)R_e + L_e(R_a + R_b) + L_a R_b + L_b R_a}{n_{p5}} \\
 a_{35} & 1 ,
 \end{aligned} \tag{3.77}$$

$$\begin{aligned}
 p_{05} & \frac{m R_a}{C n_{p5}} \\
 p_{15} & \frac{U_{a5} + m C R_a R_b}{C n_{p5}} \\
 p_{25} & \frac{C [R_a U_{b5} + R_b U_{a5} + m R_a L_b] + (L_e + L_a) i_{ex4} - L_a i_{c4}}{C n_{p5}} \\
 p_{35} & \frac{L_a U_{b5} + L_b U_{a5} + [L_e(R_a + R_b) + L_a R_b] i_{ex4} + (R_a L_b - R_b L_a) i_{c4}}{n_{p5}} \\
 p_{45} & i_{ex4} ,
 \end{aligned} \tag{3.78}$$

$$\begin{aligned}
 q_{05} & - \frac{m R_a R_e}{n_{p5}} \\
 q_{15} & \frac{R_a U_{b5} + R_e(U_{b5} - U_{a5}) - m R_a L_e}{n_{p5}} \\
 q_{25} & \frac{L_a U_{b5} + L_e(U_{b5} - U_{a5}) + (R_a L_e - R_e L_a) i_{ex4} + [R_e(L_a + L_b) + R_a L_b] i_{c4}}{n_{p5}} \\
 q_{35} & i_{c4} .
 \end{aligned} \tag{3.79}$$

Pentru determinarea originalelor, expresiile (3.72) se descompun în fracții simple de forma:

$$I_{ex}(s) = \frac{K_{ex15}}{s - s_{15}} + \frac{K_{ex25}}{s - s_{25}} + \frac{K_{ex35}}{s - s_{35}} + \frac{s K_{ex45} + K_{ex55}}{(s - s_{45})^2} , \tag{3.80}$$

respectiv:

$$I_c(s) = \frac{K_{c15}}{s - s_{15}} + \frac{K_{c25}}{s - s_{25}} + \frac{K_{c35}}{s - s_{35}} + \frac{K_{c45}}{s - s_{45}} , \tag{3.81}$$

în care K_{exi5} și K_{ci5} sunt constante, iar s_{i5} sunt polii expresiilor (3.72), adică rădăcinile ecuației caracteristice:

$$s^2 N_5(s) = 0 \tag{3.82}$$

Pentru rezolvarea ecuației de gradul 3:

$$a_{35} s^3 + a_{25} s^2 + a_{15} s + a_{05} = 0 ,$$

în care practic $a_{05} \gg a_{15} \gg a_{25} \gg a_{35}$, se aplică metoda lui Lin / B14 / pentru determinarea

aproximativă a unei rădăcini reale, deci avem:

$$s_{15} \approx -\frac{a_{05}}{a_{15}} \approx -\frac{R_e + R_a}{C/R_e(R_a + R_b) + R_a R_b / i + I_a + I_e} \quad (3.83)$$

Valoarea exactă a rădăcinii s_{15} se determină prin aproximări succesive după metoda Newton - Raphson.

$$\text{Din ecuația: } N_5(s) : (s - s_{15}) = a'_{25}s^2 + a'_{15}s + a'_{05} = 0 \quad (3.84)$$

rezultă rădăcinile complex conjugate de forma:

$$s_{25} = -b_5 + j\omega_5 \quad \text{și} \quad s_{35} = -b_5 - j\omega_5 \quad (3.85)$$

iar pulsația proprie și factorul de amortizare relativ:

$$\omega_{05} = \sqrt{\omega_5^2 + b_5^2} \quad ; \quad k_{a5} = \frac{b_5}{\omega_{05}} \quad (3.86)$$

Din ecuația (3.82) rezultă de asemenea că: $s_{45} = s_{55} = 0$.

Pentru rădăcinile simple constantele K_{ex15} și K_{ex5} se determină din relațiile:

$$K_{ex15} = (s - s_{15})I_{ex}(s)|_{s=s_{15}} \quad \text{și} \quad K_{ex5} = (s - s_{15})I_c(s)|_{s=s_{15}} \quad (3.87)$$

iar pentru rădăcinile multiple se aplică metoda identificării.

Notând:

$$n_{K5} = (s_{15} - s_{25})(s_{15} - s_{35}) = \omega_{05}^2 + s_{15}(s_{15} + 2b_5) \quad (3.88)$$

rezultă expresiile:

$$K_{ex15} = (s - s_{15})I_{ex}(s)|_{s=s_{15}} = \frac{P_5(s_{15})}{n_{K5}s_{15}^2} = \frac{P_{45}s_{15}^4 + P_{35}s_{15}^3 + P_{25}s_{15}^2 + P_{15}s_{15} + P_{05}}{n_{K5}s_{15}^2} \quad (3.89)$$

$$K_{ex25} = (s - s_{25})I_{ex}(s)|_{s=s_{25}} = \frac{P_5(s_{25})}{s_{25}^2(s_{25} - s_{15})(s_{25} - s_{35})} = A_{ex5} - jB_{ex5} \quad (3.90)$$

$$K_{ex35} = (s - s_{35})I_{ex}(s)|_{s=s_{35}} = \frac{P_5(s_{35})}{s_{35}^2(s_{35} - s_{15})(s_{35} - s_{25})} = A_{ex5} + jB_{ex5} \quad (3.91)$$

în care:

$$A_{ex5} = \left\{ P_{45}\omega_{05}^2(\omega_{05}^2 + 2b_5s_{15}) - P_{35}\omega_{05}^2s_{15} - P_{25}\omega_{05}^2 + P_{15}(s_{15} + 2b_5) + P_{05} \left[1 - \frac{2b_5(s_{15} + 2b_5)}{\omega_{05}^2} \right] \right\} : (2n_{K5}\omega_{05}^2) \quad (3.92)$$

$$B_{ex5} = \left\{ -P_{45}\omega_{05}^2/\omega_{05}^2(b_5 - s_{15}) + 2b_5^2s_{15}/\omega_{05}^2 + P_{35}\omega_{05}^2(\omega_{05}^2 + b_5s_{15}) - P_{25}\omega_{05}^2(b_5 + s_{15}) - P_{15}/\omega_{05}^2 - b_5(s_{15} + 2b_5) + P_{05} \left[3b_5 + s_{15} - \frac{2b_5^2(s_{15} + 2b_5)}{\omega_{05}^2} \right] \right\} : (2n_{K5}\omega_{05}^2\omega_5) \quad (3.93)$$

iar prin identificare:

$$K_{ex45} = -\frac{P_{15}s_{15} + P_{05} \left(1 - \frac{2b_5s_{15}}{\omega_{05}^2} \right)}{\omega_{05}^2 s_{15}^2} \quad (3.94)$$

$$K_{ex55} = -\frac{P_{05}}{\omega_{05}^2 s_{15}} \quad (3.95)$$

În mod similar:

$$K_{c15} = (s - s_{15}) I_c(s) \Big|_{s=s_{15}} = \frac{Q_5(s_{15})}{n_{K5} s_{15}} = \frac{q_{35}s_{15}^2 - q_{25}s_{15}^2 - q_{15}s_{15} - q_{05}}{n_{K5}n_{15}} \quad (3.96)$$

$$K_{c25} = (s - s_{25}) I_c(s) \Big|_{s=s_{25}} = \frac{Q_5(s_{25})}{s_{25}(s_{25} - s_{15})(s_{25} - s_{35})} = A_{c5} - j B_{c5} \quad (3.97)$$

$$K_{c35} = (s - s_{35}) I_c(s) \Big|_{s=s_{35}} = \frac{Q_5(s_{35})}{s_{35}(s_{35} - s_{15})(s_{35} - s_{25})} = A_{c5} - j B_{c5} \quad (3.98)$$

în care:

$$A_{c5} = \left[q_{35}(\omega_{05}^2 + 2s_{15}b_5) - q_{25}s_{15} - q_{15} + q_{05} \frac{s_{15} - 2b_5}{\omega_{05}^2} \right] : (2n_{K5}) \quad (3.99)$$

$$B_{c5} = \left\{ -q_{35}[\omega_{05}^2(b_5 - s_{15}) - 2s_{15}b_5^2] - q_{25}(\omega_{05}^2 - s_{15}b_5) - q_{15}(s_{15} \cdot b_5) - \right. \\ \left. - q_{05} \left[1 - \frac{b_5(s_{15} - 2b_5)}{\omega_{05}^2} \right] \right\} : (2n_{K5} \omega_5) \quad (3.100)$$

iar

$$K_{c45} = (s - s_{45}) I_c(s) \Big|_{s=s_{45}} = \frac{Q_5(s_{45})}{(s_{45} - s_{15})(s_{45} - s_{25})(s_{45} - s_{35})} = \frac{q_{05}}{\omega_{05}^2 s_{15}} \quad (3.101)$$

Din expresiile (3.80) și (3.81) ale imaginilor intensităților, cu ajutorul tabelor de transformate Laplace inverse, rezultă originalele intensității curentului prin excitație și prin condensator. Astfel în faza 5:

$$i_{\alpha} = K_{\alpha 15} e^{s_{15}t} + e^{-b_5 t} [(A_{\alpha 5} - jB_{\alpha 5}) e^{j\omega_5 t} - (A_{\alpha 5} + jB_{\alpha 5}) e^{-j\omega_5 t}] + K_{\alpha 45} + K_{\alpha 55} t \quad (3.102)$$

sau după transformări cu relația Euler:

$$i_{\alpha} = K_{\alpha 45} + K_{\alpha 55} t + K_{\alpha 15} e^{s_{15}t} + \frac{2A_{\alpha 5}}{\sin \varphi_{\alpha 5}} e^{-b_5 t} \sin(\omega_5 t - \varphi_{\alpha 5}) \quad (3.103)$$

unde:

$$\varphi_{\alpha 5} = \arctg \frac{A_{\alpha 5}}{B_{\alpha 5}} \quad (3.104)$$

este faza inițială a curentului de excitație, iar:

$$i_c = K_{c15} e^{s_{15}t} + e^{-b_5 t} [(A_{c5} - jB_{c5}) e^{j\omega_5 t} - (A_{c5} + jB_{c5}) e^{-j\omega_5 t}] + K_{c45} \quad (3.105)$$

din care după transformări rezultă:

$$i_c = K_{c45} + K_{c15} e^{s_{15}t} + \frac{2A_{c5}}{\sin \varphi_{c5}} e^{-b_5 t} \sin(\omega_5 t - \varphi_{c5}) \quad (3.105)$$

unde:

$$\varphi_{c5} = \arctg \frac{A_{c5}}{B_{c5}} \quad (3.106)$$

este faza inițială a curentului prin condensator.

Valoarea curentului i_{Te} se determină cu relația (3.61), iar din relația (3.64) rezultă curentul prin dioda de accelerare:

$$i_a = i_c - i_{\alpha} - i_{Te} \quad (3.107)$$

Tensiunea pe condensatorul C în această fază se determină cu ajutorul relațiilor (3.65) și (3.105). După integrare pe intervalul de timp $t \in [0; t_5]$ se obține:

$$u_c = u_{c4} + \frac{K_{c45}}{C} t + \frac{K_{c15}}{C \cdot s_{15}} e^{s_{15} t} - \frac{2 A_{c5}}{C \cdot \omega_{05} \sin \varphi_{c5}} e^{-b_{15} t} \sin(\omega_5 t + \varphi_{u5}), \quad (3.108)$$

în care:

$$\varphi_{u5} = \varphi_{c5} + \varphi_{c5}^{\cdot} \quad (3.109)$$

$$\varphi_{c5}^{\cdot} = \arctg \frac{\omega_5}{b_5} = \arccos k_{a5} \quad (3.110)$$

$$u_{c4} = u_{c4} - \frac{K_{c15}}{C \cdot s_{15}} + \frac{2 A_{c5}}{C \cdot \omega_{05}} \frac{\sin \varphi_{u5}}{\sin \varphi_{c5}} \quad (3.111)$$

Tensiunea pe înfășurarea de excitație se poate exprima cu relația:

$$u_{ex} = R_e i_{ex} + L_e \frac{di_{ex}}{dt}, \quad (3.112)$$

din care, cu relația (3.102), se obține:

$$u_{ex} = K_{ex45} R_e + K_{ex55} (R_e t + L_e) + K_{ex15} (R_e + s_{15} L_e) e^{s_{15} t} - \frac{2 A_{ex5} \omega_5 L_e}{\sin \varphi_{ex5} \sin \varphi_{c5}} e^{-b_{15} t} \sin(\omega_5 t + \varphi_{ex5} - \varphi_{c5}), \quad (3.113)$$

unde:

$$\varphi_{ex5}^{\cdot} = \arctg \frac{\omega_5 L_e}{b_5 L_e - R_e} \quad (3.114)$$

Tensiunea pe tiristorul T_c se determină cu relația:

$$u_{Tc} = U - u_{ex} \quad (3.115)$$

și polarizează invers tiristorul.

Deoarece la sfârșitul fazei 5 avem $i_{Tc5} = 0$, din relația (3.61) rezultă că durata fazei este:

$$t_5 = \frac{i_{c4} - i_{ex4}}{m}, \quad (3.116)$$

cu care se obțin și i_{ex5} , i_{c5} , i_{a5} , u_{c5} , u_{ex5} și u_{Tc5} .

Funcționarea schemei de la încetarea curentului invers prin tiristorul T_c și până la anularea curentului prin dioda D_a reprezintă faza 6, cu condițiile inițiale: $i_{ex}(0) = i_{ex5}$; $i_c(0) = i_{c5}$; $i_a(0) = i_{a5}$; $u_c(0) = u_{c5}$ și cu $i_{Tc} = 0$. Aplicând legile lui Kirchoff obținem ecuațiile:

$$L_e \frac{di_{ex}}{dt} + R_e i_{ex} + L_b \frac{di_c}{dt} + R_b i_c = u_c = u_{Tb6} = U \quad (3.117)$$

$$L_b \frac{di_c}{dt} + R_b i_c + u_c + L_a \frac{di_a}{dt} + R_a i_a = u_{Tb6} = u_{D_{a6}} = 0 \quad (3.118)$$

$$u_c = u_{c5} - \frac{1}{C} \int i_c dt \quad (3.119)$$

$$i_a = i_{ex} - i_c = 0 \quad (3.120)$$

Eliminând i_a și u_c din aceste ecuații, după transformări se obține sistemul:

$$L_c \frac{di_{ex}}{dt} + R_c i_{ex} + L_b \frac{di_c}{dt} + R_b i_c + \frac{1}{C} \int i_c dt = U - u_{c5} - u_{Tb6} \quad (3.121)$$

$$-L_a \frac{di_{ex}}{dt} - R_a i_{ex} + (L_a + L_b) \frac{di_c}{dt} + (R_a + R_b) i_c + \frac{1}{C} \int i_c dt = -u_{c5} - u_{Tb6} - u_{Da6}, \quad (3.122)$$

care sub formă operațională se scrie:

$$(sL_c + R_c)I_{ex}(s) + \left(sL_b + R_b + \frac{1}{sC} \right) I_c(s) = \frac{U_{b6}}{s} + L_c i_{c5} + L_b i_{c5} \quad (3.123)$$

$$-(sL_a + R_a)I_{ex}(s) + \left[(L_a + L_b)s + R_a + R_b + \frac{1}{sC} \right] I_c(s) = \frac{U_{b6} - U_{a6}}{s} - L_a i_{c5} + (L_a + L_b) i_{c5}, \quad (3.124)$$

unde s-au folosit notațiile:

$$U_{a6} = U + u_{Da6} \quad (3.125)$$

$$U_{b6} = U - u_{c5} - u_{Tb6}. \quad (3.126)$$

După rezolvarea sistemului format din ecuațiile (3.125) și (3.126) se obțin imaginile $I_{ex}(s)$ și $I_c(s)$ ale intensităților sub forma:

$$I_{ex}(s) = \frac{P_6(s)}{s N_6(s)} \quad \text{și} \quad I_c(s) = \frac{Q_6(s)}{N_6(s)}, \quad (3.127)$$

în care:

$$N_6(s) \equiv N_5(s) \quad \text{și} \quad n_{p6} = n_{p5} \quad (3.128)$$

$$P_6(s) = p_{36}s^3 + p_{26}s^2 + p_{16}s + p_{06} \quad (3.129)$$

$$Q_6(s) = q_{26}s^2 + q_{16}s + q_{06}. \quad (3.130)$$

Coefficienții expresiilor (3.129) și (3.130) sunt:

$$p_{06} = \frac{U_{a6}}{C \cdot n_{p6}}$$

$$p_{16} = \frac{C(R_a U_{b6} + R_b U_{a6}) + (L_c + L_a) i_{c5} - L_a i_{c5}}{C \cdot n_{p6}} \quad (3.131)$$

$$p_{26} = \frac{L_a U_{b6} + L_b U_{a6} + [L_c(R_a + R_b) + L_a R_b] i_{c5} - (R_a L_b - R_b L_a) i_{c5}}{n_{p6}}$$

$$p_{36} = i_{c5},$$

$$q_{06} = \frac{R_a U_{b6} + R_c (U_{b6} - U_{a6})}{n_{p6}}$$

$$q_{16} = \frac{L_a U_{b6} + L_c (U_{b6} - U_{a6}) + (R_a L_c - R_c L_a) i_{c5} + [R_c (L_a - L_b) + R_a L_b] i_{c5}}{n_{p6}} \quad (3.132)$$

$$q_{26} = i_{c5}.$$

Ecuațiile caracteristice fiind similare cu cele de la faza 5, rezultă că rădăcinile acestora sunt:

$$s_{16} = s_{15}; s_{26} = s_{25}; s_{36} = s_{35}; s_{46} = s_{45} \quad (0), \text{ deci}$$

$$b_6 = b_5; \omega_{06} = \omega_{05}; \omega_6 = \omega_5; k_{a6} = k_{a5} \quad \text{și} \quad n_{k6} = n_{k5}.$$

Descompunând expresiile (3.127) în fracții simple se obține:

$$I_{ex}(s) = \frac{K_{ex16}}{s - s_{16}} + \frac{K_{ex25}}{s - s_{26}} + \frac{K_{ex36}}{s - s_{36}} + \frac{K_{ex46}}{s - s_{46}}, \quad (3.133)$$

respectiv

$$I_c(s) = \frac{K_{c16}}{s - s_{16}} + \frac{K_{c26}}{s - s_{26}} + \frac{K_{c36}}{s - s_{36}}. \quad (3.134)$$

Procedând similar ca în faza 5, rezultă expresiile constantelor K_{exi6} și K_{ci6} de forma:

$$K_{ex16} = \frac{P_{36}s_{16}^3 + P_{26}s_{16}^2 + P_{16}s_{16} + P_{06}}{n_{K6} s_{16}} \quad (3.135)$$

$$K_{ex26} = A_{ex6} - j B_{ex6} \quad (3.136)$$

$$K_{ex36} = A_{ex6} + j B_{ex6}, \quad (3.137)$$

în care:

$$A_{ex6} = \left[P_{36}(\omega_{06}^2 + 2s_{16}b_6) - P_{26}s_{16} - P_{16} + P_{06} \frac{s_{16} - 2b_6}{\omega_{06}^2} \right] : (2n_{K6}) \quad (3.138)$$

$$B_{ex6} = \left\{ -P_{36}[\omega_{06}^2(b_6 - s_{16}) + 2s_{16}b_6^2] - P_{26}(\omega_{06}^2 + s_{16}b_6) - P_{16}(s_{16} + b_6) - P_{06} \left[1 - \frac{b_6(s_{16} + 2b_6)}{\omega_{06}^2} \right] \right\} : (2n_{K6}\omega_6) \quad (3.139)$$

și

$$K_{ex46} = -\frac{P_{06}}{\omega_{06}^2 s_{16}}; \quad (3.140)$$

respectiv:

$$K_{c16} = \frac{q_{26}s_{16}^2 + q_{16}s + q_{06}}{n_{K6}} \quad (3.141)$$

$$K_{c26} = A_{c6} - j B_{c6} \quad (3.142)$$

$$K_{c36} = A_{c6} + j B_{c6}, \quad (3.143)$$

în care:

$$A_{c6} = [q_{26}(\omega_{06}^2 + 2s_{16}b_6) - q_{16}s_{16} - q_{06}] : (2n_{K6}) \quad (3.144)$$

$$B_{c6} = \{-q_{26}[\omega_{06}^2(b_6 - s_{16}) + 2s_{16}b_6^2] - q_{16}(\omega_{06}^2 + s_{16}b_6) - q_{06}(s_{16} + b_6)\} : (2n_{K6}\omega_6). \quad (3.145)$$

Intensitatea curentului prin excitație și prin condensator în faza 6 rezultă deci:

$$i_{ex} = K_{ex46} + K_{ex16}e^{s_{16}t} + \frac{2A_{ex6}}{\sin\varphi_{ex6}} e^{-b_6t} \sin(\omega_6 t + \varphi_{ex6}) \quad (3.146)$$

și

$$i_c = K_{c16}e^{s_{16}t} + \frac{A_{c6}}{\sin\varphi_{c6}} e^{-b_6t} \sin(\omega_6 t + \varphi_{c6}), \quad (3.147)$$

unde:

$$\varphi_{\text{ex6}} = \arctg \frac{A_{\text{ex6}}}{B_{\text{ex6}}} \quad \text{și} \quad \varphi_{c6} = \arctg \frac{A_{c6}}{B_{c6}} \quad (3.148)$$

sunt fazele inițiale ale curenților.

Din relația (3.120) rezultă curentul prin dioda D_a :

$$i_a = i_c - i_{\text{ex}} = -K_{\text{ex46}} + (K_{c16} - K_{\text{ex16}})e^{s_1 t} + \frac{2(A_{c6} - A_{\text{ex6}})}{\sin \varphi_{a6}} e^{-b_6 t} \sin(\omega_6 t + \varphi_{a6}), \quad (3.149)$$

unde:

$$\varphi_{a6} = \arctg \frac{A_{c6} - A_{\text{ex6}}}{B_{c6} - B_{\text{ex6}}} \quad (3.150)$$

Tensiunea pe condensatorul C se determină cu relațiile (3.119) și (3.147), obținându-se:

$$u_c = u_{c5} + \frac{K_{c16}}{C \cdot s_{16}} e^{s_1 t} - \frac{2 A_{c6}}{C \cdot \omega_{06} \sin \varphi_{c6}} e^{-b_6 t} \sin(\omega_6 t + \varphi_{u6}), \quad (3.151)$$

unde:

$$\varphi_{u6} = \varphi_{c6} + \varphi_{c6}^{\cdot}, \quad \text{cu} \quad \varphi_{c6}^{\cdot} = \arctg \frac{\omega_6}{b_6} = \arccos k_{a6} = \varphi_{c5}^{\cdot}, \quad (3.152)$$

iar:

$$u_{c5} = u_{c5} - \frac{K_{c16}}{C \cdot s_{16}} + \frac{2 A_{c6} \sin \varphi_{u6}}{C \cdot \omega_{06} \sin \varphi_{c6}} \quad (3.153)$$

Tensiunea pe înfășurarea de excitație se determină tot cu relația (3.112) și rezultă:

$$u_{\text{ex}} = K_{\text{ex46}} R_c + K_{\text{ex16}}(R_c + s_{16} L_c) e^{s_1 t} - \frac{2 A_{\text{ex6}} L_c \omega_6}{\sin \varphi_{\text{ex6}} \sin \varphi_{\text{ex6}}} e^{-b_6 t} \sin(\omega_6 t + \varphi_{\text{ex6}} - \varphi_{\text{ex6}}^{\cdot}), \quad (3.154)$$

unde:

$$\varphi_{\text{ex6}}^{\cdot} = \arctg \frac{L_c \omega_6}{L_c b_6 - R_c} \quad (3.155)$$

Tensiunea pe tiristorul T_c se determină tot cu relația (3.115), sau cu:

$$-u_{Tc} = L_a \frac{di_a}{dt} + R_a i_a + u_{Da6}, \quad (3.156)$$

din care cu relația (3.149) rezultă:

$$u_{Tc} = K_{\text{ex46}} R_a - u_{Da6} + (K_{\text{ex16}} - K_{c16})(R_a + s_{16} L_a) e^{s_1 t} + \frac{2(R_a - b_6 L_a)(A_{c6} - A_{\text{ex6}}) + L_a \omega_6 (B_{c6} - B_{\text{ex6}})}{\sin \varphi_{Tc6}} e^{-b_6 t} \sin(\omega_6 t - \varphi_{Tc6}), \quad (3.157)$$

unde:

$$\varphi_{Tc6} = \arctg \frac{(R_a - b_6 L_a)(A_{c6} - A_{\text{ex6}}) + L_a \omega_6 (B_{c6} - B_{\text{ex6}})}{L_a \omega_6 (A_{c6} - A_{\text{ex6}}) - (R_a - b_6 L_a)(B_{c6} - B_{\text{ex6}})} \quad (3.158)$$

La începutul fazei 6 u_{Tc} este tensiune inversă și asigură blocarea tiristorului T_c . Tensiunea inversă încetează în momentul $t = t_{6uTc0}$, care se obține din relația (3.157) cu condiția $u_{Tc} = 0$ (ca primă valoare pentru calculul iterativ se poate considera $t_{6uTc0} \approx \varphi_{Tc6} / \omega_6$).

Durata aplicării tensiunii inverse pe tiristorul T_c este deci:

$$t_{\text{inv}} = t_5 + t_{6uTc0} \quad (3.159)$$

Siguranța blocării tiristorului T_c după comutație se apreciază după timpul ce trece de la anularea curentului de sarcină și până la apariția tensiunii directe, care trebuie să fie mai mare decât timpul de revenire t_q , respectiv prin coeficientul de siguranță:

$$c_q = (t_d + t_{inv}) / t_q. \quad (3.160)$$

Blocarea este asigurată numai la $c_q \geq 1$. Deoarece t_{inv} scade la creșterea curentului de excitație, valoarea maximă admisibilă a factorului de umplere al impulsului de tensiune (u_p) este limitată de condiția $c_q = 1$. Faza 6 se începe la $t_6 = t_{6iao}$, când încetează curentul prin dioda de accelerare, ceea ce se obține din relația (3.149) cu condiția $i_a = 0$ (ca primă valoare pentru calculul iterativ se poate considera $t_{6mo} \approx (\pi - \varphi_{a6}) / \omega_6$). Cu $t = t_6$ se obțin valorile i_{ex6} , i_{c6} , i_{a6} , u_{c6} , u_{ex6} și u_{Tc6} . Având $(di_a/dt)_6$ de valoare redusă, se neglijează sarcina de stocare și curentul invers legat de blocarea propriuzisă a diodei D_a . Deoarece $u_{ex}(t_6) > 0$, încă nu începe comutarea curentului pe dioda de fugă.

3.2.4.2. Solicitarea semiconductoarelor în fazele 5 și 6.

În faza 5 atât tiristoarele T_c și T_b , cât și dioda D_a sunt solicitate la viteza de variație a curentului în stare de conducție. Din relația (3.61) rezultă:

$$\frac{di_{Tc}}{dt} = m. \quad (3.161)$$

La tiristorul T_b și dioda D_a viteza de variație a curentului este maximă la $t = 0$. Din relația (3.105) rezultă deci:

$$\left. \frac{di_c}{dt} \right|_{t=0} = K_{c15} s_{15} + 2(\omega_5 B_{c5} - b_5 A_{c5}), \quad (3.162)$$

iar din relația (3.107), ținând seama că $di_c/dt \gg di_{ex}/dt$, rezultă:

$$\left. \frac{di_a}{dt} \right|_{t=0} \approx \left. \frac{di_c}{dt} \right|_{t=0} = \frac{di_{Tc}}{dt} \quad (3.163)$$

În faza 6 expresiile vitezelor de variație ale curenților i_c și i_a sunt:

$$\frac{di_c}{dt} = K_{c16} s_{16} e^{s_{16}t} - \frac{2 A_{c6} \omega_{06}}{\sin \varphi_{c6}} e^{-h_6 t} \sin(\omega_6 t - \varphi_{c6} - \varphi_{c6}'), \quad (3.164)$$

respectiv

$$\frac{di_a}{dt} = (K_{c16} - K_{ex16}) s_{16} e^{s_{16}t} - \frac{2(A_{c6} - A_{ex6}) \omega_{06}}{\sin \varphi_{a6}} e^{-h_6 t} \sin(\omega_6 t - \varphi_{a6} - \varphi_{c6}'). \quad (3.165)$$

Valorile maxime ale acestor expresii apar la $t = 0$, fiind:

$$\left. \frac{di_a}{dt} \right|_{t=0} \approx \left. \frac{di_c}{dt} \right|_{t=0} = K_{c16} s_{16} + 2(\omega_6 B_{c6} - h_6 A_{c6}). \quad (3.166)$$

Viteza de scădere a curenților este maximă la $t = t_6$.

Valorile maxime ale curenților i_c și i_a prin T_b și D_a apar în faza 6. Din relațiile (3.164) și (3.165), cu condiția $di/dt = 0$, rezultă:

$$i_{iM} \approx \frac{\varphi_{c6}' - \varphi_{c6}}{\omega_6}, \text{ respectiv } i_{iM} \approx \frac{\varphi_{c6}' - \varphi_{a6}}{\omega_6}, \quad (3.167)$$

cu care din relațiile (3.147) și (3.149) se obține:

$$i_{iM} = K_{c16} e^{s_{16} t_{iM}} + 2 \frac{\omega_6}{\omega_{06}} \sqrt{A_{c6}^2 + B_{c6}^2} e^{-b_6 t_{iM}}, \quad (3.168)$$

respectiv:

$$i_{iM} = (K_{c16} - K_{ex16}) e^{s_{16} t_{iM}} + 2 \frac{\omega_6}{\omega_{06}} \sqrt{(A_{c6} - A_{ex6})^2 + (B_{c6} - B_{ex6})^2} e^{-b_6 t_{iM}}. \quad (3.169)$$

Aceste valori se iau în considerare la alegerea semiconductoarelor T_b și D_a . Deoarece

$\varphi_{c6} \approx \varphi_{a6}$, rezultă că practic $t_{icM} \approx t_{iaM}$.

La începutul și la sfârșitul fazei 5 (v. fig.3-9b), datorită legii admise pentru $i_{Tc}(t)$, apare salt bruscat de tensiune pe tiristorul T_c și ca urmare, cu relațiile deduse rezultă $du_{Tc}/dt \rightarrow \infty$. În realitate / I4, K3, M2, S10 / la marginile fazei curentul i_{Tc} variază mai lin, iar variația tensiunii se moderază și datorită protecției RC.

În faza 6 u_{Tc} crește continuu, iar din relația (3.157) se obține:

$$\frac{du_{Tc}}{dt} = (K_{ex16} - K_{c16})(R_a + s_{16} L_a) s_{16} e^{s_{16} t} - \omega_{06} U_{mTc6} e^{-b_6 t} \sin(\omega_6 t - \varphi_{Tc6} - \varphi_{c6}), \quad (3.170)$$

unde s-a notat:

$$U_{mTc6} = \frac{2(R_a - b_6 L_a)(A_{c6} - A_{ex6}) + \omega_6 L_a (B_{c6} - B_{ex6})}{\sin \varphi_{Tc6}}$$

Valoarea maximă a vitezei de creștere a tensiunii u_{Tc} apare la:

$$i_{uTcM} \approx \frac{2\varphi_{c6}' + \varphi_{Tc6} - \pi}{\omega_6} \quad (3.171)$$

și practic având $R_a \ll R_c$; $L_a, L_b \ll L_c$ se poate considera:

$$\left(\frac{du_{Tc}}{dt} \right)_M \approx \omega_{06} U_{mTc6}, \quad (3.172)$$

valoare de care se ține seama la alegerea tiristorului T_c .

3.2.4.3. Dimensionarea condensatorului de comutație și a bobinelor.

Una din cele mai importante condiții a funcționării sigure a VTC este asigurarea blocării tiristorului T_c , deci îndeplinirea criteriului $c_q > 1$, ceea ce se realizează prin alegerea corespunzătoare a parametrilor C , L_a și L_b . Relațiile obținute pentru t_4 , t_5 și t_{60Tc0} fiind foarte complexe, explicitarea valorii acestor parametri este imposibilă. Pentru rezolvarea problemei se recurge la simplificarea circuitului de blocare, neglijând rezistențele R_a și R_b , căderile de tensiune u_{Tb} și u_{Tc} , sarcina de stocare Q_s , deci curentul invers prin tiristorul T_c ($i_{Tc} = 0$) și considerând că în timpul descărcării condensatorului, din momentul când $i_{Tc} = 0$ la sfârșitul fazei 3 și până la $u_{Tc} = 0$, se neglijează variația curentului de excitație, adică se admite $i_{ex} \approx \text{constant}$. Schema circuitului de descărcare simplificat este reprezentată în figura 3-10.

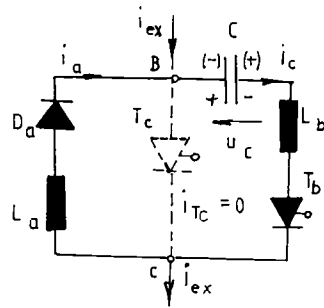


Fig. 3-10 Schema simplificată a circuitului de descărcare al condensatorului

deci $u_{T_c} = 0$ la $u_c = 0$.

Eliminând i_a și i_c din ecuațiile (3.173), (3.174) și (3.175) se obține ecuația diferențială:

$$C(L_a + L_b) \frac{d^2 u_c}{dt^2} + u_c = 0. \quad (3.179)$$

Ținând seama de condițiile inițiale: $i_c(0) = i_{ex}(0) = i_{ex3}$, $i_a(0) = 0$ și $u_c(0) = u_{c3}$ și trecând la forma operațională, avem:

$$U_c(s) = \frac{u_{c3}s + \frac{i_{ex3}}{C}}{s^2 + \omega_d^2}, \quad (3.180)$$

respectiv în domeniul real:

$$u_c = \frac{u_{c3}}{\sin \varphi_{ud}} \sin(\omega_d t + \varphi_{ud}), \quad (3.181)$$

în care:

$$\omega_d = \frac{1}{\sqrt{C(L_a + L_b)}}, \text{ iar } \varphi_{ud} = \arctg C \omega_d \frac{u_{c3}}{i_{ex3}} \quad (3.182)$$

și având $u_{c3} < 0$ rezultă și $\varphi_{ud} < 0$.

Astfel $u_{T_c} = 0$ la:

$$t_{u_{T_c}=0} = -\frac{1}{\omega_d} \arctg C \omega_d \frac{u_{c3}}{i_{ex3}}. \quad (3.183)$$

Pentru realizarea unei blocări sigure trebuie ca:

$$t_{u_{T_c}=0} \geq c_q t_q, \quad (3.184)$$

de unde rezultă pentru valoarea necesară a capacității condensatorului de comutație:

$$C \geq \frac{i_{ex3}}{(-u_{c3}) \omega_d} \operatorname{tg} \omega_d c_q t_q. \quad (3.185)$$

De remarcat este faptul că această condiție trebuie să fie îndeplinită la valoarea maximă a curentului i_{ex3} și valoarea minimă a tensiunii $-u_{c3}$, ceea ce corespunde regimului de funcționare cu valoarea maximă a

Aplicând legile lui Kirchoff se obțin ecuațiile:

$$L_a \frac{di_a}{dt} + L_b \frac{di_c}{dt} + u_c = 0 \quad (3.173)$$

$$i_c = i_a + i_{ex3} \quad (3.174)$$

$$u_c = u_{c3} - \frac{1}{C} \int i_c dt \quad (3.175)$$

$$u_{T_c} = -L_a \frac{di_a}{dt}. \quad (3.176)$$

Din ecuațiile (3.173), (3.174) și (3.176) rezultă că:

$$-\frac{di_a}{dt} = \frac{u_c}{L_a + L_b}, \quad (3.177)$$

respectiv:

$$u_{T_c} = -\frac{L_a}{L_a + L_b} u_c, \quad (3.178)$$

factorului de umplere u_r , adică la:

$$i_{c3 \max} \approx u_{r \max} U / R_{e \min} . \quad (3.186)$$

Dacă circuitul de încărcare este amortizat subcritic, adică $k_{a1} < 1$, după cum s-a recomandat la punctul 3.2.2.1, atunci se poate admite că:

$$- u_{c3 \min} \approx U . \quad (3.187)$$

Notând argumentul funcției trigonometrice din (3.185) cu:

$$\alpha = \omega_d c_q t_q \quad (3.188)$$

și introducând capacitatea de referință:

$$C_o = \frac{i_{c3 \max}}{-u_{c3 \min}} c_q t_q , \quad (3.189)$$

din relația (3.185) rezultă valoarea relativă a capacității necesare:

$$\frac{C}{C_o} \geq \frac{\operatorname{tg} \alpha}{\alpha} . \quad (3.190)$$

Considerând similar inductivitatea de referință:

$$L_o = \frac{-u_{c3 \min}}{i_{c3 \max}} c_q t_q , \quad (3.191)$$

cu (3.182) și (3.188) se obține inductivitatea relativă: $\frac{L_a + L_b}{L_o} \leq \frac{1}{\alpha \operatorname{tg} \alpha} . \quad (3.192)$

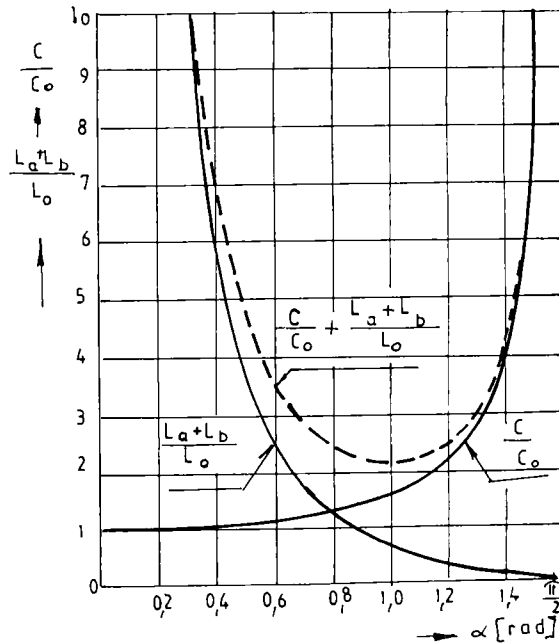


Fig. 3-11 Variația valorilor relative a capacității și inductivității circuitului de descărcare.

Drept criteriu de optimizare pentru alegerea valorii α se poate admite condiția ca suma valorilor relative a capacității și inductivității să fie minimă. Reprezentând în figura 3-11 expresiile C/C_o , $(L_a + L_b)/L_o$ și $C/C_o + (L_a + L_b)/L_o$ în funcție de α , se poate trage concluzia că valorile optime sunt în intervalul $\alpha \in [0,9 ; 1,1]$. Când reîncărcarea condensatorului se consideră liniară, pentru coeficientul de siguranță se recomandă valorile de $c_q \in [1,5 ; 3/]$ în /S10/, respectiv de $c_q \in [1,25 ; 1,5/]$ în /K3/.

Dacă durata de aplicare a tensiunii inverse se determină ținând seama de variația sinusoidală a tensiunii $u_c(t)$, rezultate bune se obțin și cu $c_q \in [1,1 ; 1,2/]$.

Cu valorile obținute pentru C și $L_a + L_b$ se realizează atât blocarea sigură a tiristorului T_c , cât și

terminarea relativ rapidă a procesului de reîncărcare a condensatorului, deci mărirea limitei superioare a factorului de umplere la $u_{r\max} = 0,9 \dots 0,95$.

3.2.5. Blocarea tiristorului T_b și comutarea curentului i_{cx} pe dioda de fugă D_f .

După blocarea diodei D_a , cât timp $u_{cx} > 0$ curentul de sarcină circulă în continuare prin tiristorul T_b , iar comutarea curentului pe dioda de fugă D_f începe numai când u_{cx} devine negativă și $u_{cx} = -u_{Df}$. Partea activă a schemei pentru aceste două regimuri de funcționare este reprezentată în figura 3-12a, iar variația curenților și a tensiunilor în figura 3-12b.

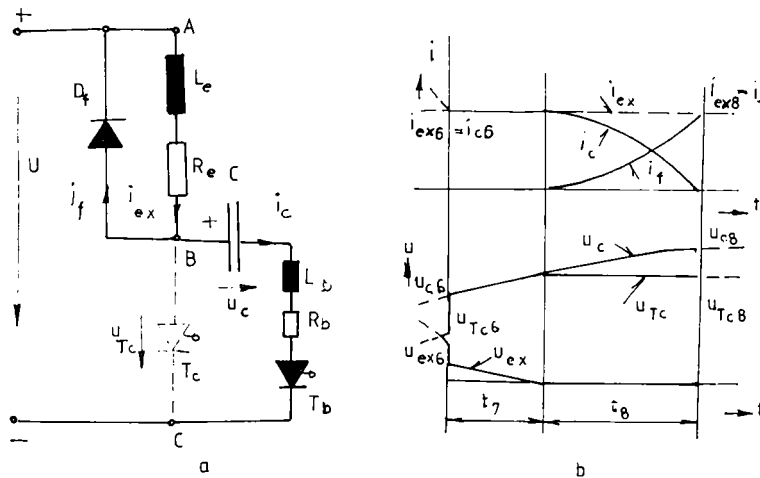


Fig. 3-12 Schema părții active a VTC și variația parametrilor în faza 7 și 8.

În faza 7 de funcționare avem deci $i_{cx} = i_c$ și $u_{cx} > -u_{Df7}$, iar $i_f = 0$. Condițiile inițiale sunt deci: $i_{cx}(0) = i_c(0) = i_{cx6} = i_{c6}$, $u_c(0) = u_{c6}$. Ecuația de tensiuni se poate scrie sub forma:

$$(L_e \quad L_b) \frac{di_c}{dt} + (R_e \quad R_b)i_c + u_c = u_{Df7} + U, \quad (3.193)$$

în care:

$$u_c = u_{c6} + \frac{1}{C} \int i_c dt, \quad (3.194)$$

deci:

$$(L_e \quad L_b) \frac{di_c}{dt} + (R_e \quad R_b)i_c + \frac{1}{C} \int i_c dt = U - u_{c6} - u_{Df7}, \quad (3.195)$$

iar sub formă operațională se scrie:

$$\left[s(L_e \quad L_b) \quad R_e \quad R_b \quad \frac{1}{sC} \right] I_c(s) = \frac{U - u_{c6} - u_{Df7}}{s} - (L_e \quad L_b)u_{c6}, \quad (3.196)$$

din care, notând $U_7 = U - u_{c6} - u_{Df7}$, expresia imaginii curentului i_c rezultă:

$$I_c(s) = \frac{C[(L_e + L_b)i_{c6} s + U_7]}{C(L_e + L_b)s^2 + C(R_e + R_b)s - 1} \quad (3.197)$$

Rezolvând ecuația caracteristică:

$$C(L_e + L_b)s^2 + C(R_e + R_b)s - 1 = 0, \quad (3.198)$$

se obțin rădăcinile:

$$s_{1,2} = -\frac{R_e + R_b}{2(L_e + L_b)} \pm \frac{j}{\sqrt{C(L_e + L_b)}} \sqrt{1 - \left[\frac{C(R_e + R_b)}{2\sqrt{C(L_e + L_b)}} \right]^2} = -b_7 \pm j\omega_7, \quad (3.199)$$

unde: $\omega_{07} = \frac{1}{\sqrt{C(L_e + L_b)}}$ este pulsația proprie a circuitului;

$\omega_7 = \omega_{07} \sqrt{1 - k_{a7}^2}$ - pseudopulsația circuitului amortizat;

$k_{a7} = \frac{C(R_e + R_b)}{2\sqrt{C(L_e + L_b)}} = \frac{C(R_e + R_b)}{2} \omega_{07}$ - amortizarea relativă, iar

$b_7 = \frac{R_e + R_b}{2(L_e + L_b)} = k_{a7} \omega_{07}$ - factorul de amortizare.

Intensitatea curentului prin circuit rezultă deci:

$$i_c = i_{cx} = \frac{i_{c6}}{\sin \varphi_{c7}} e^{-b_7 t} \sin(\omega_7 t + \varphi_{c7}), \quad (3.200)$$

în care, la $(L_e + L_b) b_7 i_{c6} > U_7$, avem:

$$\varphi_{c7} = \pi + \arctg \frac{(L_e + L_b) \omega_7 i_{c6}}{U - (L_e + L_b) b_7 i_{c6}} \quad (3.201)$$

Din relația (3.194) rezultă tensiunea pe condensator:

$$u_c = U - u_{7b7} = \frac{i_{c6}}{C \omega_7 \sin \varphi_{c7}} e^{-b_7 t} \sin(\omega_7 t + \varphi_{u7}), \quad (3.202)$$

unde:

$$\varphi_{u7} = \varphi_{c7} + \varphi_{c7}' \quad \text{și} \quad \varphi_{c7}' = \arctg \frac{\omega_7}{b_7} = \arccos k_{a7}. \quad (3.203)$$

Tensiunea pe înfășurarea de excitație se poate scrie:

$$u_{ex} = L_e \frac{di_c}{dt} = R_e i_c, \quad (3.204)$$

de unde rezultă:

$$u_{ex} = \frac{L_e \omega_7 i_{c6}}{\sin \varphi_{c7} \sin \varphi_{ex7}} e^{-b_7 t} \sin(\omega_7 t + \varphi_{c7} + \varphi_{ex7}), \quad (3.205)$$

în care:

$$\varphi_{ex7} = \arctg \frac{L_e \omega_7}{R_e - L_e b_7} \quad (3.206)$$

Tensiunea directă pe tiristorul T_c rezultă:

$$u_{7c} = U - u_{ex}. \quad (3.207)$$

Faza γ se termină în momentul $t_7 = t_{com7}$, când începe comutarea curentului pe dioda D_i , adică

atunci când se îndeplinește condiția:

$$u_{ex} + u_{Df7} = 0, \quad (3.208)$$

deci timpul t_{com7} rezultă din relația:

$$\frac{I_c \omega_7 i_{c6}}{\sin \varphi_c \sin \varphi_{ex7}} e^{-b t_{com7}} \sin(\omega_7 t_{com7} + \varphi_{c7} + \varphi_{ex7}) + u_{Df7} = 0. \quad (3.209)$$

Ca primă valoare pentru calculul iterativ se poate considera:

$$t_{com7} \approx \frac{1}{\omega_7} \left[\pi - \varphi_{c7} - \varphi_{ex7} + \arcsin \left(\frac{u_{Df7}}{I_c \omega_7 i_{c6}} \sin \varphi_{c7} \sin \varphi_{ex7} \right) \right]. \quad (3.210)$$

Cu $t = t_7$ se obțin valorile: $i_{cx7} = i_{c7}$, u_{c7} , u_{ex7} , u_{Tc7} .

În faza 8 tensiunea pe sarcină este $u_{cx} = -u_{Df8}$, iar tensiunea directă pe tiristorul T_c rămâne constantă:

$$u_{Tc} = U - u_{Df8} \quad (3.211)$$

După schema din figura 3-12a, ecuațiile de tensiuni sunt:

$$L_b \frac{di_c}{dt} = R_b i_c + u_c - u_{Tb8} = U - u_{Df8}, \quad (3.212)$$

în care:

$$u_c = u_{c7} + \frac{1}{C} \int i_c dt, \quad (3.213)$$

respectiv:

$$L_c \frac{di_{cx}}{dt} + R_c i_{cx} + u_{Df8} = 0, \quad (3.214)$$

iar:

$$i_f = i_{cx} - i_c. \quad (3.215)$$

Având condițiile inițiale: $i_{cx}(0) = i_c(0) = i_{cx7} = i_{c7}$; $i_f(0) = 0$ și $u_c(0) = u_{c7}$, din relațiile (3.212) și (3.213) rezultă pentru curentul prin condensator în forma operațională:

$$\left(sL_b + R_b + \frac{1}{sC} \right) I_c(s) = \frac{U - u_{c7} - u_{Df8} - u_{Tb8}}{s} - L_b i_{c7}, \quad (3.216)$$

din care, notând $U_{b8} = U - u_{c7} + u_{Df8} - u_{Tb8}$, imaginea curentului i_c rezultă:

$$I_c(s) = \frac{C(L_b i_{c7} s - U_{b8})}{C L_b s^2 + C R_b s + 1} \quad (3.217)$$

Similar ca în faza 7 se obțin:

$$\omega_{08} = 1/\sqrt{C L_b}; \quad \omega_{08} = \omega_{08} \sqrt{1 - k_{a8}^2}; \quad k_{a8} = C R_b \omega_{08} / 2 \quad \text{și} \quad b_8 = R_b / 2 L_b = k_{a8} \omega_{08},$$

iar rădăcinile ecuației caracteristice:

$$s_{1,2} = -b_8 \pm j \omega_{s8}. \quad (3.218)$$

Intensitatea curentului prin condensator este:

$$i_c = \frac{i_{c7}}{\sin \varphi_{c8}} e^{-b_8 t} \sin(\omega_{s8} t - \varphi_{c8}), \quad (3.219)$$

în care, la $U_{b8} > R_b i_{c7} / 2$, avem:

$$\varphi_{c8} = \pi + \arctg \frac{L_b \omega_8 I_{c7}}{R_b I_{c7} - U_{b8}} \quad (3.220)$$

Din relația (3.214) rezultă imaginea curentului de excitație:

$$I_{ex}(s) = \frac{L_e i_{ex7} s - u_{DF8}}{s(L_e s + R_e)} \quad (3.221)$$

respectiv în funcție de timp:

$$i_{ex} = \left(i_{ex7} + \frac{u_{DF8}}{R_e} \right) e^{-\frac{t}{\tau_{ex}}} - \frac{u_{DF8}}{R_e} \quad (3.222)$$

Din relațiile (3.212) și (3.219), cu notația $U_{a8} = U + u_{DF8} - u_{T18}$, rezultă tensiunea pe condensator:

$$u_c = U_{a8} + \frac{L_b \omega_{08} I_{c7}}{\sin \varphi_{c8}} e^{-b_s t} \sin(\omega_8 t - \varphi_{c8} - \varphi_{c8}'), \quad (3.223)$$

unde:

$$\varphi_{c8}' = \arctg \frac{\omega_8}{b_s} \quad (3.224)$$

Faza 8 se termină, deci comutația curentului pe D_f se încheie, când $i_c = 0$, adică la:

$$t_8 = \frac{\varphi_{c8}}{\omega_8} \quad (3.225)$$

Cu $t = t_8$ rezultă valorile: $i_{ex8} = i_{R8}$, u_{c8} , u_{Tc8} .

În aceste faze viteza de variație a curentilor și a tensiunilor este mică, deci nu prezintă importanță pentru funcționarea semiconductoarelor.

3.2.6. Funcționarea diodei de fugă D_f .

Din momentul comutării curentului dc pe T_b pe D_f și până în momentul comenzii tiristoarelor T_c și T_i , curentul i_{ex} circulă prin dioda de fugă. Durata fazei 9 este deci:

$$t_9 = T_b - t_{3S} - (1 - u_r)T - t_{3S} \quad (3.226)$$

Condiția funcționării normale a VTC fiind ca tiristorul T_b să se blocheze înaintea comenzii tiristorului T_i , deci $t_9 \geq 0$, rezultă:

$$u_r \max = 1 - \frac{t_{3S}}{T} \quad (3.227)$$

Partea activă a schemei în faza 9 este reprezentată în figura 3-13a, iar variația parametrilor funcționali în figura 3-13b.

În această fază: $u_{ex} = u_{DF9}$,
 $u_{Tc} = U + u_{DF9}$, $u_c = u_{c8} = \text{constant}$, $i_f = i_{ex}$, iar
 condițiile inițiale sunt: $i_f(0) = i_{ex}(0) = i_{ex8}$.

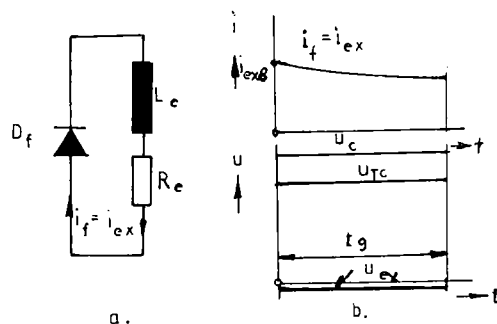


Fig. 3-13 Schema părții active a VTC și variația parametrilor în faza 9.

Ecuția de tensiuni este:

$$L_e \frac{di_{ex}}{dt} + R_e i_{ex} + u_{Df9} = 0 \quad (3.228)$$

și similar cu faza 8 soluția este:

$$i_{ex} = (i_{ex8} + \frac{u_{Df9}}{R_e}) e^{-\frac{t}{\tau_{ex}}} - \frac{u_{Df9}}{R_e} \quad (3.229)$$

În cazul alimentării unor înfășurări de excitație practic $\tau_{ex} \gg T$, deci scăderea curentului în faza 9 nu este pronunțată. Dacă sarcina este rezistivă este necesară utilizarea unei bobine de netezire.

În regim staționar la $t = t_9$ rezultă valorile finale pentru un ciclu, care constituie și valori inițiale pentru următorul ciclu: $i_{ex9} = i_{ex0}$ și $u_{c9} = u_{c8} = u_{c0}$.

3.2.7. Valorile medii ale parametrilor funcționali.

Pentru aprecierea funcționării în comun a VTC cu sarcina, prezintă interes pe de o parte valoarea medie a tensiunii și a curentului de excitație, iar pe de altă parte valorile medii ale curentilor prin semiconductoare, în vederea alegerii acestor elemente ale VTC.

În regim stabilizat aceste valori se pot determina ca media pe o perioadă de comandă a variatorului, deci în general:

$$X_{km} = \sum_{j=1}^9 X_{kmj} = \sum_{j=1}^9 \frac{1}{T} \int_0^{t_j} X_{kj}(t) dt, \quad (3.230)$$

unde $X_{kj}(t)$ reprezintă legea de variație în timp a parametrului cu indicele k în faza j , iar X_{kmj} este valoarea medie din faza j raportată la întreaga perioadă.

Tensiunea medie pe înfășurarea de excitație în primele patru faze este de forma:

$$U_{exmj} = \frac{t_j}{T} (U - u_{Tej}); \quad j = 1, 2, 3, 4. \quad (3.231)$$

În fazele 5, 6 și 7 tensiunea medie se obține după integrarea relațiilor (3.113), (3.154) și (3.205), rezultând expresiile:

$$U_{exm5} = \frac{1}{T} \left\{ K_{ex45} R_e t_5 + K_{ex55} \left(\frac{R_e t_5}{2} + L_e \right) t_5 - \frac{K_{ex15}}{s_{15}} (R_e + s_{15} L_e) (1 - e^{s_{15} t_5}) - \frac{2 A_{ex5} L_e \omega_5}{\omega_{05} \sin \varphi_{ex5} \sin \varphi_{ex5}} \left[\sin(\varphi_{ex5} - \varphi_{c5} - \varphi_{c5}) - e^{-b_{15} t_5} \sin(\omega_5 t_5 - \varphi_{ex5} - \varphi_{c5} - \varphi_{c5}) \right] \right\}, \quad (3.232)$$

$$U_{exm6} = \frac{1}{T} \left\{ K_{ex46} R_e t_6 - \frac{K_{ex16}}{s_{16}} (R_e + s_{16} L_e) (1 - e^{s_{16} t_6}) - \frac{2 A_{ex6} L_e \omega_6}{\omega_{06} \sin \varphi_{ex6} \sin \varphi_{ex6}} \left[\sin(\varphi_{ex6} - \varphi_{c6} - \varphi_{c6}) - e^{-b_{16} t_6} \sin(\omega_6 t_6 - \varphi_{ex6} - \varphi_{c6} - \varphi_{c6}) \right] \right\}, \quad (3.233)$$

$$U_{exm7} = \frac{1}{T} \left\{ \frac{L_e \omega_7 i_{c6}}{\omega_{07} \sin \varphi_{c7} \sin \varphi_{ex7}} \left[\sin(\varphi_{c7} - \varphi_{ex7} - \varphi_{c7}) - e^{-b_{17} t_7} \sin(\omega_7 t_7 - \varphi_{c7} - \varphi_{ex7} - \varphi_{c7}) \right] \right\} \quad (3.234)$$

În fazele 8 și 9 avem:

$$U_{exmj} = \frac{U_j}{T} u_{Dj} ; j = 8, 9, \quad (3.235)$$

deci:

$$U_{exm} = \sum_{j=1}^9 U_{exmj} . \quad (3.236)$$

Valoarea medie a intensității curentului de excitație în primele patru faze are expresia:

$$I_{exmj} = \frac{I}{T} \left[I_{exj} t_j - (I_{exj} - I_{ex(j-1)}) (1 - e^{-\frac{t_j}{\tau_{ex}}}) \tau_{ex} \right] . \quad (3.237)$$

unde $j = 1, 2, 3, 4$.

În fazele 5, 6 și 7 curentul mediu se obține prin integrarea relațiilor (3.103), (3.146) și (3.200), rezultând expresiile:

$$I_{exm5} = \frac{I}{T} \left\{ \left(K_{ex45} + \frac{K_{ex55}}{2} t_5 \right) t_5 - \frac{K_{ex15}}{s_{15}} (1 - e^{s_{15} t_5}) \right. \\ \left. \frac{2 A_{ex5}}{\omega_{05} \sin \varphi_{ex5}} \left[\sin(\varphi_{ex5} + \varphi_{c5}) - e^{-b_5 t_5} \sin(\omega_5 t_5 + \varphi_{ex5} + \varphi_{c5}) \right] \right\} , \quad (3.238)$$

$$I_{exm6} = \frac{I}{T} \left\{ K_{ex46} t_6 - \frac{K_{ex16}}{s_{16}} (1 - e^{s_{16} t_6}) \right. \\ \left. + \frac{2 A_{ex6}}{\omega_{06} \sin \varphi_{ex6}} \left[\sin(\varphi_{ex6} + \varphi_{c6}) - e^{-b_6 t_6} \sin(\omega_6 t_6 + \varphi_{ex6} + \varphi_{c6}) \right] \right\} , \quad (3.239)$$

$$I_{exm7} = \frac{I}{T} \left[C U_{b7} - \frac{i_{c6}}{\omega_{07} \sin \varphi_{ex7}} e^{-b_7 t_7} \sin(\omega_7 t_7 + \varphi_{u7}) \right] . \quad (3.240)$$

În fazele 8 și 9 avem:

$$I_{exmj} = \frac{I}{T} \left[\left(i_{ex(j-1)} + \frac{u_{Dj}}{R_e} \right) \left(1 - e^{-\frac{t_j}{\tau_{ex}}} \right) \tau_{ex} - \frac{u_{Dj}}{R_e} t_j \right] ; j = 8, 9 , \quad (3.241)$$

deci:

$$I_{exm} = \sum_{j=1}^9 I_{exmj} . \quad (3.242)$$

Pentru determinarea solicitării semiconductoarelor este necesar să se calculeze valorile medii ale curentului i_c .

În faza 1, după integrarea relației (3.13) cu $\omega_1 t_1 = \pi$, se obține:

$$I_{cm1} = \frac{C(U_1 + u_{c1})}{T} (1 - e^{-b_1 t_1}) . \quad (3.243)$$

În faza 2 prin condensator nu circulă curent, deci $I_{cm2} = 0$.

În fazele 3 și 4 legea de variație a curentului este similară, iar prin integrarea relației (3.48) se obține:

$$I_{cm3} = \frac{CU_3}{T} \left[1 - e^{-bt_3} \frac{\sin(\omega_3 t_3 + \varphi_{c3})}{\sin \varphi_{c3}} \right] \quad (3.244)$$

și

$$I_{cm34} = I_{cm3} + I_{cm4} = \frac{CU_3}{T} \left[1 - e^{-bt_3} \frac{\sin(\omega_3 t_3 + \varphi_{c3})}{\sin \varphi_{c3}} \right]. \quad (3.245)$$

În fazele 5, 6, 7 și 8 valoarea medie a curentului se obține prin integrarea relațiilor (3.105), (3.147), (3.200) și (3.219), rezultând:

$$I_{cm5} = \frac{I}{T} \left\{ K_{c45} t_5 + \frac{K_{c15}}{s_{t5}} (1 - e^{s_{t5} t_5}) + \frac{2 A_{c5}}{\omega_{05} \sin \varphi_{c5}} [\sin \varphi_{u5} - e^{-bt_5} \sin(\omega_5 t_5 + \varphi_{u5})] \right\}, \quad (3.246)$$

$$I_{cm6} = \frac{I}{T} \left\{ \frac{K_{c16}}{s_{t6}} (1 - e^{s_{t6} t_6}) + \frac{2 A_{c6}}{\omega_{06} \sin \varphi_{c6}} [\sin \varphi_{u6} - e^{-bt_6} \sin(\omega_6 t_6 + \varphi_{u6})] \right\}, \quad (3.247)$$

$$I_{cm7} = \frac{I}{T} \left[CU_7 - \frac{i_{c6}}{\omega_{07} \sin \varphi_{c7}} e^{-bt_7} \sin(\omega_7 t_7 + \varphi_{u7}) \right], \quad (3.248)$$

și

$$I_{cm8} = \frac{I}{T} \left[CU_{b8} + \frac{i_{c7}}{\omega_{07} \sin \varphi_{c8}} e^{-bt_8} \sin(\omega_8 t_8 - \varphi_{c8} + \varphi_{c8}') \right]. \quad (3.249)$$

În faza 9 curentul prin condensator este nul.

Curentul mediu prin tiristorul T_1 este:

$$I_{T1m} = I_{cm1}. \quad (3.250)$$

Pentru tiristorul T_c se iau în considerare numai curenții pozitivi, cu care curentul mediu este:

$$I_{Tcm} = \sum_{j=1}^3 I_{cmj} + I_{cm1} - I_{cm3}. \quad (3.251)$$

Curentul mediu prin tiristorul T_b este:

$$I_{Tbm} = \sum_{j=3}^8 I_{cmj}. \quad (3.252)$$

Prin dioda de fugă trece curent în fazele 8 și 9, rezultând:

$$I_{Dfm} = I_{cm8} + I_{cm9} - I_{cm8}. \quad (3.253)$$

Dioda de accelerare conduce în fazele 5 și 6, iar curentul mediu este:

$$I_{Dam} = I_{cm5} + I_{cm6} - (I_{cm5} + I_{cm6}) - I_{Tcm5}, \quad (3.254)$$

unde din relația (3.61):

$$I_{Tcm5} = \frac{I}{T} \left[(i_{cv4} - i_{cv5}) t_5 - \frac{m}{2} t_5^2 \right]. \quad (3.255)$$

3.3. Modelarea pornirii și a funcționării VTC.

3.3.1. Programul de calcul.

Relațiile deduse în acest capitol, la punctul 3.2, permit calculul variației curenților și a tensiunilor în timpul unui ciclu al regimului cvasistaționar al VTC, respectiv a valorilor extreme și medii ale parametrilor funcționali ai tiristoarelor și diodelor pe o perioadă. Calculul se bazează pe valorile inițiale i_{ex0} și u_{co} , mărimi care variază în timpul procesului tranzitoriu ce urmează după pornire și devin constante numai după stabilizarea funcționării. Valorile stabilizate depind atât de parametrii constructivi ai VTC și ai excitației alimentate, cât și de valoarea factorului de comandă u_r .

Datorită complexității relațiilor deduse la punctul 3.2. nu se poate obține o formulă de calcul pentru i_{ex0} și u_{co} . De aceea s-a conceput un program de simulare a pornirii VTC și a funcționării acestuia, pâna ce diferențele dintre valorile finale și inițiale pe un ciclu ale parametrilor i_{ex} și u_c tind spre zero. Ținând seama de modul de variație a acestei diferențe, pentru a scurta timpul de calcul fără a afecta prea mult precizia rezultatului, se pot admite valori finite suficient de mici ϵi_{ex} și ϵu_c și se poate încheia calculul atunci când sunt îndeplinite condițiile : $i_{ex9} - i_{ex0} \leq \epsilon i_{ex}$ și $u_{c9} - u_{co} \leq \epsilon u_c$.

La pornirea VTC primul impuls de amorsare se aplică pe tiristorul T_b , la $i_{ex0} = 0$ și $u_{co} = 0$. Astfel primul ciclu este incomplet, începe cu faza a 7-a și se termină cu fazele 7,8 sau 9 în funcție de valoarea admisă pentru u_r , asigurând o încărcare inițială a condensatorului C . La $t = T_b$ se obține prima pereche de valori inițiale i_{ex0} , u_{co} . În continuare se aplică impulsuri de amorsare pe tiristoarele T_c și T_s , iar ciclul devine complet.

Schema logică a programului de calcul elaborat este reprezentată în Anexa I. Pentru rezolvarea ecuațiilor transcendente s-au elaborat și subprogramele de iterație TATO și TATODP, utilizând metoda de rezolvare Newton - Raphson.

Cunoscând valorile parametrilor caracteristici ale elementelor VTC și ale excitației, cu ajutorul programului se determină în primul rând constantele generale pe fiecare fază, care nu depind de regimul de funcționare.

În continuare, pentru o valoare dată a factorului de comandă u_r , se urmărește modul de desfășurare a procesului de funcționare pe un ciclu, de la pornire și până la stabilizarea funcționării. În acest scop se determină constantele dependente de regimul de funcționare, duratele fazelor, valorile parametrilor funcționali la sfârșitul fiecărei faze. În varianta prezentată sunt reținute numai valorile i_{ex0} , u_{co} și creșterile acestora, dar se poate trece ușor la scrierea tuturor parametrilor funcționali.

După stabilirea funcționării, pe lângă mărimile arătate se prezintă și variația în funcție de timp pe diferitele faze a tuturor parametrilor funcționali, se indică valorile maxime ale curenților prin semiconductoare, se calculează valorile medii ale curenților precum și randamentul VTC. La terminarea calculului parametrilor funcționali pentru ciclul stabilizat, se repetă toate operațiile pentru o nouă valoare a factorului de comandă.

3.3.2. Analiza funcționării unui VTC realizat.

3.3.2.1. Parametrii constructivi ai VTC.

Pentru verificarea relațiilor de calcul și a programului de modelare a funcționării, s-a proiectat și s-a realizat un VTC, care apoi a devenit parte componentă a SRA a grupului MDG de pe standul de transmisie electrică în c.a - c.c din laboratorul MRCE.

Valorile parametrilor acestui VTC definiți după figura 3-5, sunt: $C = 10,15 \mu\text{F}$, $L_T = 163 \mu\text{H}$; $R_i = 5,2 \Omega$, $L_a = 65 \mu\text{H}$; $R_a = 0,05 \Omega$; $L_b = 75 \mu\text{H}$, $R_b = 0,06 \Omega$, $C_c = 1,2 \text{ mF}$, iar tiristoarele tip T16R - IPRS Băncasa au timpul de eliberare $t_q = 20 \mu\text{s}$.

Înfășurarea de excitație a excitatricei are inductivitatea de $L_c = 267 \text{ mH}$, iar rezistența de $R_{c75} = 5,86 \Omega$ la temperatura de $\theta = 75 \text{ }^\circ\text{C}$, respectiv de $R_{c(100)} = 6,27 \Omega$ la $\theta = 100 \text{ }^\circ\text{C}$, intervalul practic de temperaturi în regim staționar. În aceste valori ale rezistenței este inclusă și o rezistență constantă $R = 0,5 \Omega$ a unui rezistor neinductiv prevăzut pentru înregistrarea variației curentului i_{cx} . Tensiunea sursei de alimentare se consideră constantă, de $U = 65 \text{ V}$.

3.3.2.2. Ciclul incomplet la pornire.

În momentul aplicării primului impuls de amorsare pe tiristorul T_b , la pornire (faza a 7 -a inițială), după schema din figura 3.12a și ecuația de tensiuni (3.195) cu condițiile inițiale $i_{cx}(0) = 0$ și $u_c(0) = 0$, rezultă expresiile:

$$i_{cx} = i_c = \frac{U - u_{Tb7}}{(L_c + L_b)\omega_7} e^{-b \cdot t} \sin \omega_7 t \quad (3.255)$$

$$u_c = (U - u_{Tb7}) \left[1 - \frac{e^{-b \cdot t}}{\sqrt{1 - k_{a7}^2}} \sin(\omega_7 t + \arccos k_{a7}) \right] \quad (3.256)$$

$$u_{cx} = \frac{L_c}{L_c + L_b} \cdot \frac{U - u_{Tb7}}{\sin \varphi_{cx7}} e^{-b \cdot t} \sin(\omega_7 t + \varphi_{cx7}) \quad (3.257)$$

constantele fiind definite la punctul 3.2.5.

Din momentul când $u_{cx} + u_{Df7} \geq 0$, începe comutarea de pe T_b pe D_f , condiție din care se obține durata fazei 7 inițiale complete t_{com7}^* . Dacă timpul disponibil $T_b = (1-u_r)T \leq t_{com7}^*$, atunci faza de încărcare a condensatorului se termină la $t_7 = T_b$. Valoarea limită a factorului de umplere u_r la care $t_{com7}^* = T_b$ este:

$$u_{r,lim} = 1 - \frac{t_{com7}^*}{T}$$

În timpul comutației de pe T_b pe D_f , faza 8 inițială, modul de variație a parametrilor funcționali se poate urmări cu relațiile (3.211) ... (3.224), iar durata t_8 a procesului rezultă cu relația (3.225). Comutația se poate încheia complet, dacă $T_b = (1-u_r)T \geq t_{com7}^* + t_8$, de unde rezultă valoarea limită corespunzătoare a factorului de umplere:

$$u'_{r\lim} = 1 - \frac{t'_{com7} + t_g}{T}$$

În cazul analizat, la $\theta = 75^\circ\text{C}$ au rezultat $t'_{com7} = 2642,63 \mu\text{s}$, $u_{r\lim} = 0,47147$,
 $t_g = 43,623 \mu\text{s}$ și $u'_{r\lim} = 0,46275$.

La $u_r < u'_{r\lim}$, după terminarea comutației, în faza 9 inițială, curentul i_{ex} se determină cu relația (3.229), iar $u_c = u_{c8} = U + u_{D18}$.

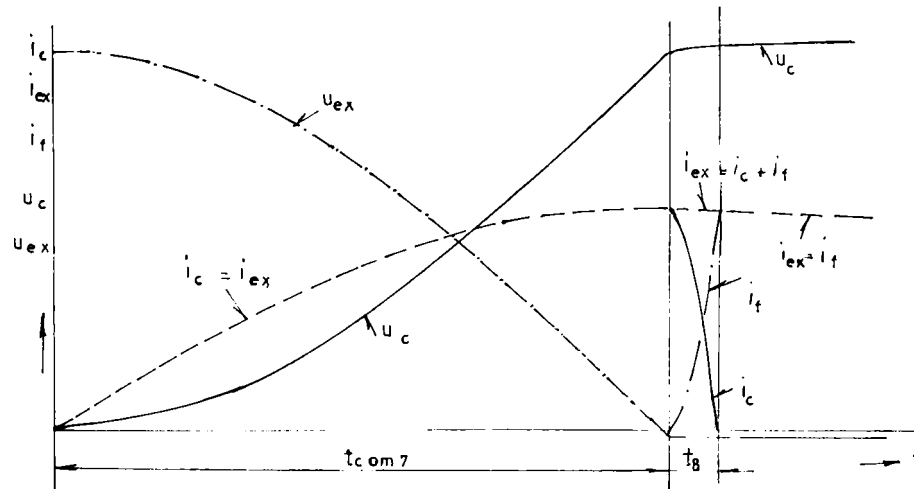


Fig. 3-14 Variația în timp a parametrilor funcționali în ciclul incomplet de la pornirea VTC.

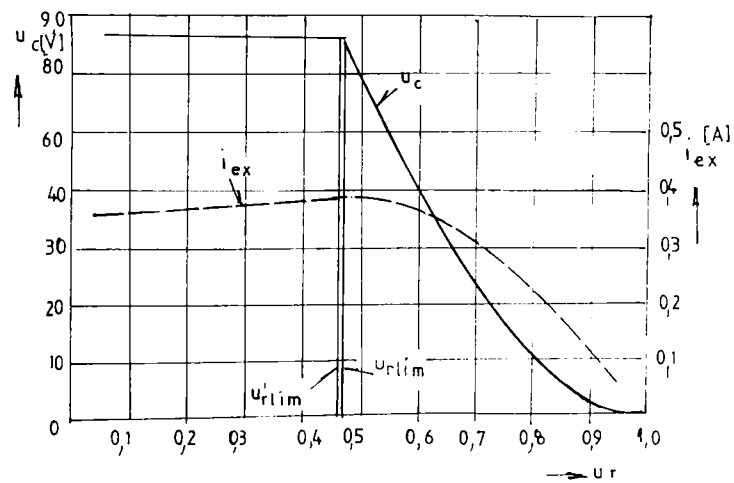


Fig. 3-15 Dependența de u_r a parametrilor i_{ex} și u_c după ciclul incomplet de la pornire.

Modul de variație în timp a parametrilor funcționali în ciclul incomplet de la pornire este ilustrat în figura 3-14 pentru $u_r < u_{r\text{lim}}$. În cazul real procesul se poate încheia la orice valoare $t=T_b$. Dependența valorilor finale pentru i_{ex} și u_c în funcție de factorul de umplere este reprezentată în figura 3-15. Din cauza valorii reduse a inductivității L_b , valorile $u_{r\text{lim}}$ și $u_{r\text{lim}}$ sunt foarte apropiate. La depășirea acestor valori încărcarea condensatorului nu se termină și valoarea curentului i_{ex} scade mult.

3.3.2.3. Valoarea curentului de excitație la sfârșitul ciclului.

În relațiile de calcul a variației parametrilor funcționali ai VTC pe un ciclu, o constantă importantă este valoarea inițială a curentului de excitație, egală cu valoarea finală $i_{\text{ex}9}$ a acestuia de la ciclul anterior. În timpul procesului de pornire a VTC această mărime crește monoton și tinde spre o valoare stabilizată. Pentru cazul analizat variația curentului $i_{\text{ex}9}$ în timpul pornirii VTC, în funcție de numărul de ordine N a ciclurilor complete (adică a timpului în valoare relativă $t_r = t/T$), la diferite valori u_r este reprezentată în figura 3-16 în valori relative $i_{\text{ex}9r} = i_{\text{ex}9} / I_{\text{ex}2}$, raportate la curentul de scurtcircuit $I_{\text{ex}2} = (U - u_{r\text{c}2})/R_c$.

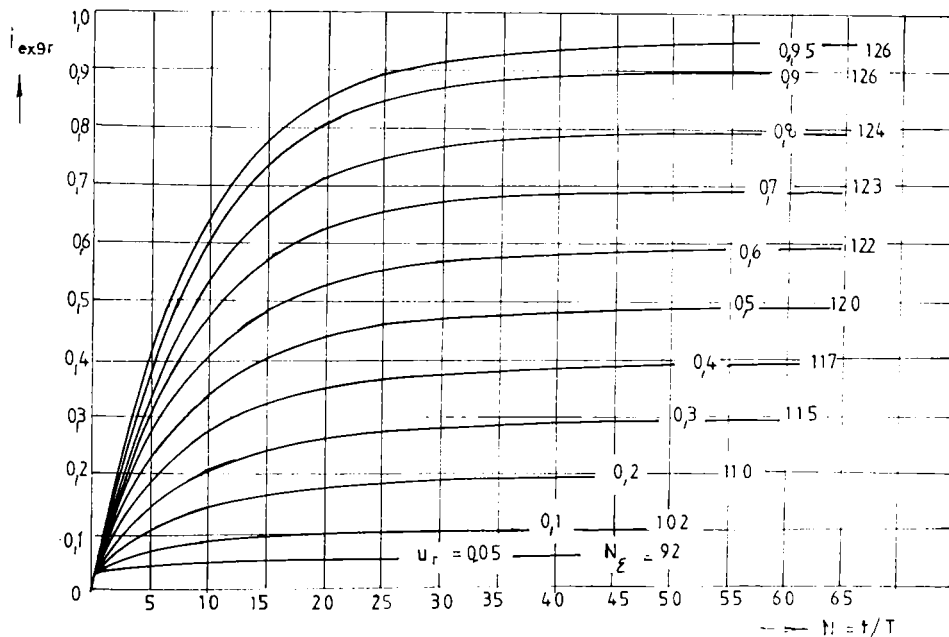


Fig. 3-16 Variația curentului $i_{\text{ex}9r}$ în procesul de stabilizare a funcționării VTC la diferite valori u_r .

Ecuția de regresie pentru $i_{\text{ex}9r}(N)$ se poate scrie sub forma:

$$i_{\text{ex}9r} = a + b(1 - e^{-cN}) \quad (3.258)$$

în care a , b , și c sunt constante care depind de u_r .

Valoarea constantei "a" rezultă din condițiile inițiale: $N=0$; $a = i_{ex90}/I_{exs2}$, unde i_{ex90} este valoarea curentului de excitație la sfârșitul ciclului incomplet după pornire (v. punctul 3.3.2.2.). Constantele b și c se calculează prin metoda coeficienților nedeterminați folosind rezultatele obținute pe calculator pentru un număr limitat de cicluri, număr determinat de valoarea impusă a diferenței $\varepsilon i_{ex} = i_{ex9r} - i_{exor}$ pentru un ciclu oarecare.

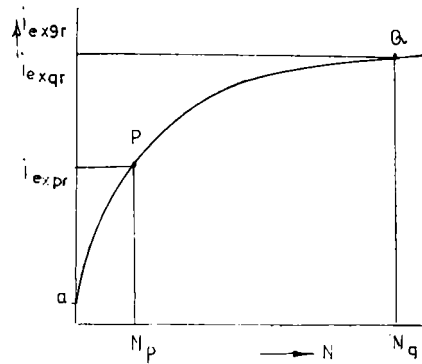


Fig. 3-17 Parametrii caracteristici în procesul de stabilizare a curentului i_{ex9r} .

Aplicând relația (3.258) pentru perechile de valori N_p ; i_{expr} și N_q ; i_{exqr} din figura 3-17, se poate scrie:

$$\begin{aligned} i_{expr} &= a + b(1 - e^{-cN_p T}) \\ i_{exqr} &= a + b(1 - e^{-cN_q T}), \end{aligned} \quad (3.259)$$

iar după eliminarea constantei b rezultă relația:

$$\frac{i_{expr} - a}{i_{exqr} - a} e^{-cN_p T} - e^{-cN_q T} - \frac{i_{exqr} - i_{expr}}{i_{exqr} - a} = 0 \quad (3.260)$$

din care se poate determina valoarea constantei c, iar în continuare în relația (3.259) rezultă și:

$$b = \frac{i_{exqr} - a}{1 - e^{-cN_q T}} \quad (3.261)$$

Valoarea inițială i_{exor} a curentului de excitație în regimul quasistacionar este de fapt valoarea stabilizată a curentului i_{ex9r} după pornire și rezultă din condiția $N_q \rightarrow \infty$, deci devine:

$$i_{exor} = a + b \quad (3.262)$$

Numărul de cicluri la pornire după care se obține precizia dorită $i_{ex9r} - i_{exor} \leq \varepsilon i_{ex}$ rezultă:

$$N_c = \frac{1}{cT} \ln \frac{b(1 - e^{-cT})}{\varepsilon i_{ex}} \quad (3.263)$$

Valorile admise pentru N_p , N_q , i_{expr} , i_{exqr} cât și cele calculate pentru a , b , c , i_{exor} și N_c la $\varepsilon i_{ex} \leq 10^{-7}$ și $R_c = 5,86 \Omega$ sunt prezentate în tabelul 3.1, iar în figura 3-16 în partea dreaptă se indică pentru fiecare u_r valoarea i_{exor} și N_c .

Pe baza rezultatelor se poate trage concluzia că factorul c variază relativ puțin cu u_r și că se poate considera chiar:

$$c \approx \frac{1}{\tau_7} = 2b_7 = \frac{R_c + R_h}{L_c + L_h} \approx 22,16 s^{-1} \quad (3.264)$$

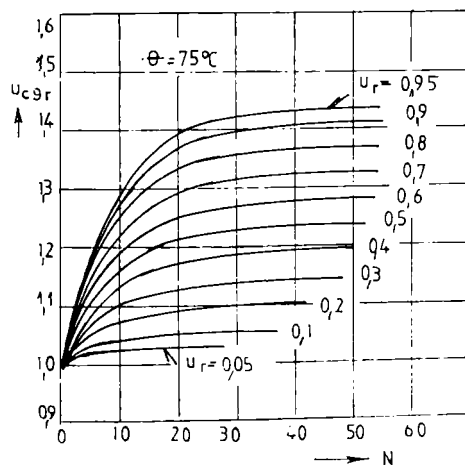
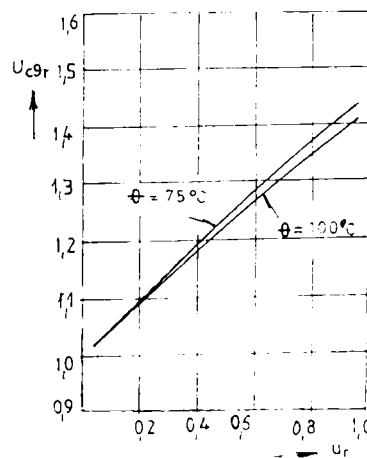
Se poate admite de asemenea cu suficientă precizie $i_{exor} \approx u_r$, eroarea față de valoarea calculată la $u_r = 0,2 \dots 0,9$ fiind de până la 1%, iar după (3.262) rezultă și $b \approx u_r - a$.

Tabelul 3.1

u_r	N_p	i_{expr}	$\varepsilon i_{\text{ex}} \leq 2,5 \cdot 10^{-4}$		a ($N = 0$)	b	c	$\varepsilon i_{\text{ex}} \leq 10^{-7}$	
			N_q	i_{exqr}				N_i	i_{exor}
0,05	10	0,04848	26	0,05487	0,03278	0,02338	22,2563	92	0,05616
0,10	10	0,08078	36	0,10295	0,03304	0,07122	22,1893	102	0,10426
0,20	10	0,14588	43	0,19995	0,03358	0,16781	22,1257	110	0,20139
0,30	10	0,21177	48	0,29839	0,03412	0,26558	22,1060	115	0,29970
0,40	10	0,27844	50	0,39758	0,03467	0,36435	22,1150	117	0,39902
0,50	10	0,34574	52	0,49800	0,03510	0,46438	22,1099	120	0,49948
0,60	10	0,41304	54	0,59968	0,03312	0,56802	22,1035	122	0,60114
0,70	10	0,48006	56	0,70250	0,02807	0,67581	22,1002	123	0,70389
0,80	10	0,54695	57	0,80618	0,02039	0,78724	22,1053	124	0,80763
0,90	10	0,61401	58	0,91123	0,01074	0,90197	22,1028	126	0,91271
0,95	10	0,64764	58	0,96404	0,00545	0,96017	22,1024	126	0,96562

3.3.2.4. Tensiunea condensatorului la sfârșitul ciclului.

În regimul cvasistaționar de funcționare a VTC, această tensiune se stabilește deja la sfârșitul fazei 8, la terminarea comutației de pe tiristorul T_b pe dioda D_r , deci $u_{c9} = u_{c8}$. După pornirea VTC prin comanda tiristorului T_b , la sfârșitul ciclului incomplet u_{c9} are valoarea prezentată în figura 3-15, iar în continuare crește rapid și se stabilizează simultan cu stabilizarea curentului de excitație i_{exqr} (fig. 3-16). Cu toate că la $u_r > u_{r\text{lim}}$ după ciclul incomplet de la pornire $u_c < U + u_{D8}$, la sfârșitul primului ciclu complet deja depășește această valoare.

Fig. 3-18 Procesul de stabilizare a tensiunii u_{c9r} .Fig. 3-19 Dependența de u_r a tensiunii u_{c9r} .

Variația tensiunii condensatorului în funcție de numărul de cicluri exprimat în valori relative $u_{cr} = u_{c\phi}/U$ pentru diferite valori ale factorului u_r , pentru VTC realizat este prezentată în figura 3-18 pe baza modelării funcționării la temperatura $\theta = 75$ °C.

Creșterea tensiunii u_{cr} la mărirea factorului de umplere u_r se datorează de fapt creșterii curentului i_{ex} care, pe durata funcționării tiristorului T_b , contribuie la încărcarea suplimentară a condensatorului C. Legea de variație $u_{c\phi}(u_r)$ pentru cazul analizat este prezentată în figura 3-19 pentru două temperaturi ale înfășurării de excitație, reprezentând aproximativ drepte ale căror înclinație este în funcție atât de parametrii VTC, cât și ai circuitului alimentat. Micșorarea curentului i_{ex} la creșterea temperaturii reduce și valoarea tensiunii condensatorului.

3.3.2.5. Variația parametrilor funcționali în regim staționar.

Procesul tranzitoriu ce urmează după pornirea VTC durează relativ puțin, iar i_{ex} și $u_{c\phi}$ ajung repede la valorile stabilizate, după cum se constată în figurile 3-16 și 3-18. La construcția realizată durata acestui proces nu depășește o secundă.

În continuare are loc un proces evasistatic de variație a parametrilor funcționali în decursul unui ciclu. Acest proces s-a urmărit prin programul de calcul elaborat, pentru valori ale factorului de comandă $u_r \in [0,05; 0,95]$, cu pasul $\Delta u_r = 0,05$, utilizând parametrii constructivi ai VTC realizat.

În figurile 3-20a ... 3-20d se prezintă variația în timp a curenților i_{ex} , i_c , i_r , i_{T_c} și i_r , respectiv a tensiunilor u_c , u_{ex} , și u_{Te} în regim staționar la $u_r = \{0,15; 0,5; 0,65; 0,85\}$ pentru cazul $T = 5$ ms și $\theta = 100$ °C. Aceste diagrame oferă o imagine sugestivă asupra evoluției curenților și tensiunilor în decursul unei perioade de funcționare, respectiv asupra influenței valorii factorului de comandă. Se constată că la schimbarea valorii u_r se modifică numai valorile extreme ale parametrilor, iar forma lor de variație rămâne în principiu aceeași. În cazul analizat limitele funcționării normale determinate de T_{cmin} și T_{cmax} sunt în afara intervalului admis pentru valorile lui u_r .

3.3.2.6. Variația duratei fazelor și a coeficientului de siguranță.

Modificarea factorului de comandă în vederea reglării curentului de excitație în general conduce și la modificarea duratei fazelor de lucru ale VTC, cu excepția timpilor proprii fazei 1 de încărcare a condensatorului de comutație prin tiristorul T_i (t_i și t_{iEM}), respectiv a fazei 8 de trecere pe dioda D_f (t_g). O parte din timpii de lucru s-au determinat direct prin programul de modelare a funcționării VTC, iar restul prin subprogramele aferente, pentru valori alese ale factorului de comandă în cele două regimuri de încălzire a înfășurării de excitație ($\theta = 75$ °C și $\theta = 100$ °C).

În figura 3-21 s-a reprezentat variația în funcție de u_r a duratelor relative ale fazelor de lucru, raportate la perioada acceptată de $T = 5$ ms. Curbele trasate cu linie continuă se referă pe de o parte la timpii care nu depind sensibil de temperatură, iar pe de altă parte la regimul cu $\theta = 75$ °C, în timp ce curbele trasate cu linie întreruptă se referă numai la $\theta = 100$ °C.

Variația parametrilor funcționali ai VTC
pe o perioadă

$T = 5 \text{ ms}$; $U_r = 0,15$; $\theta = 100^\circ \text{C}$; $R_e = 6,27 \Omega$

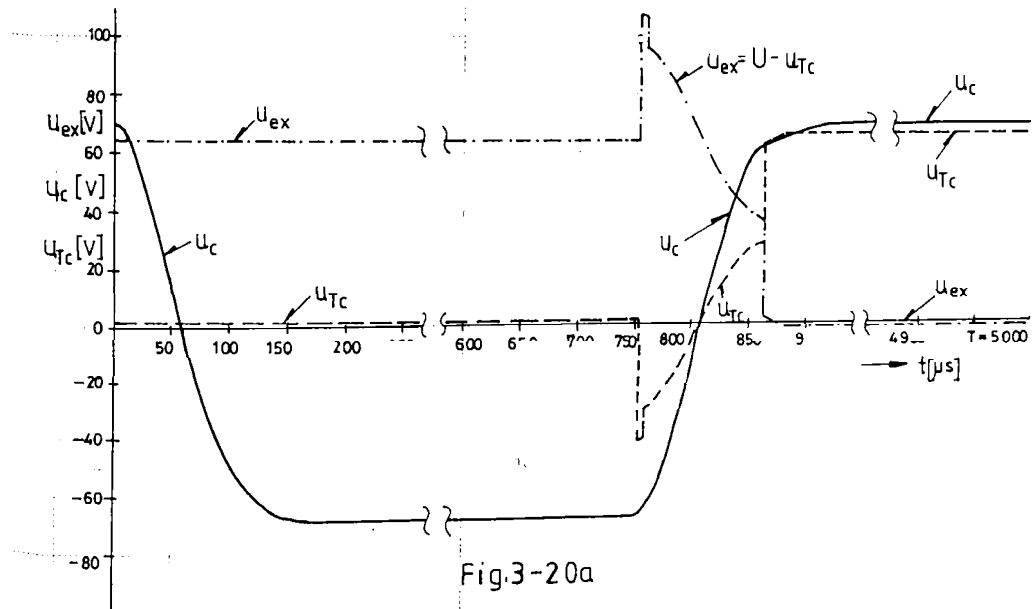
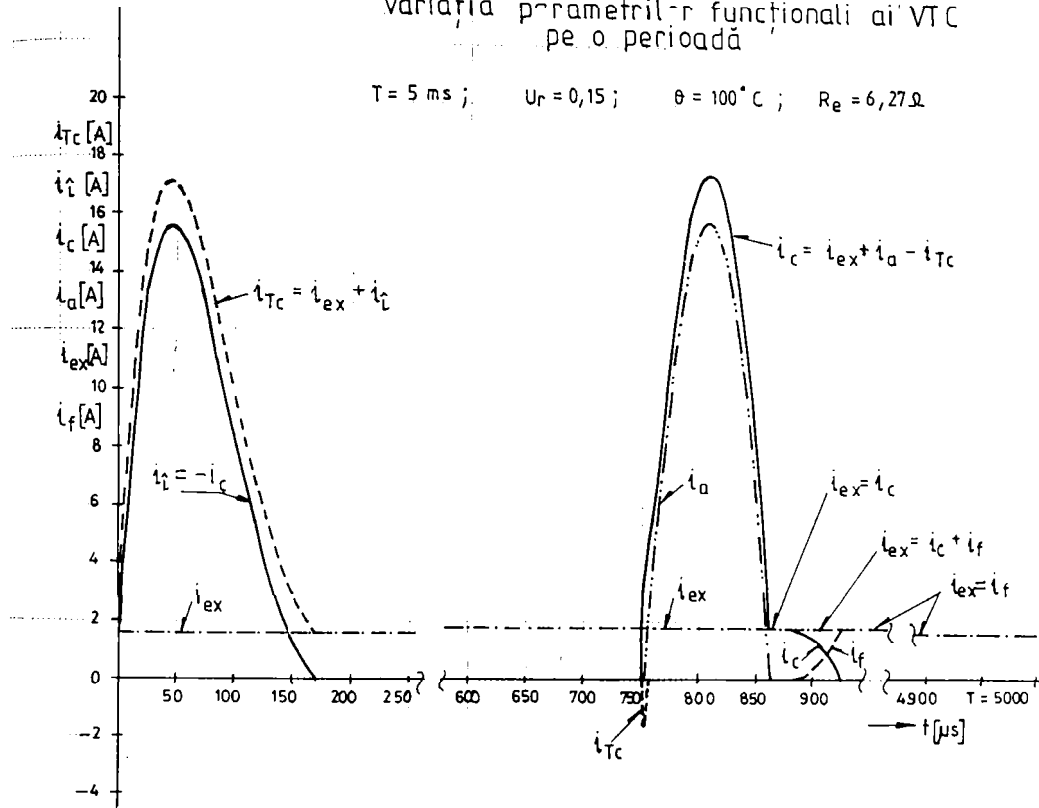


Fig.3-20a

Variația parametrilor funcționali ai VTC pe o perioadă

$T=5\text{ms}$; $\mu=0,5$; $\theta=100^\circ\text{C}$; $R_e=6,27\Omega$.

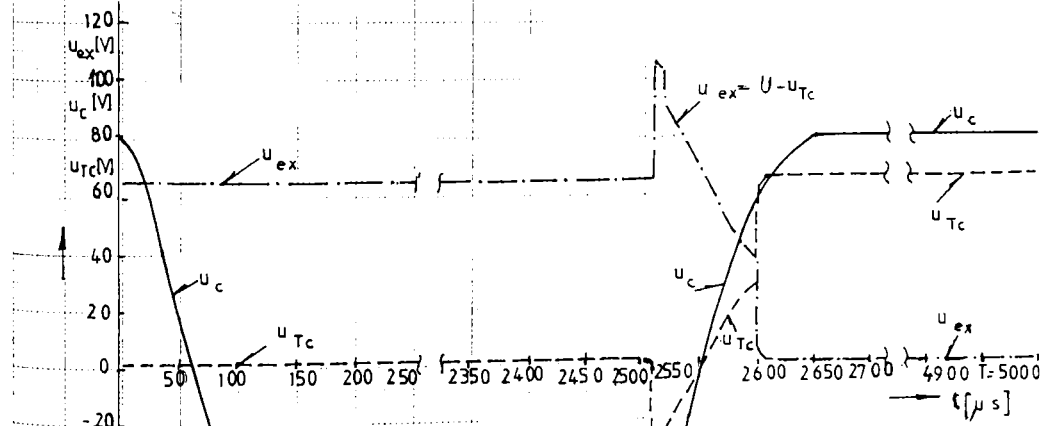
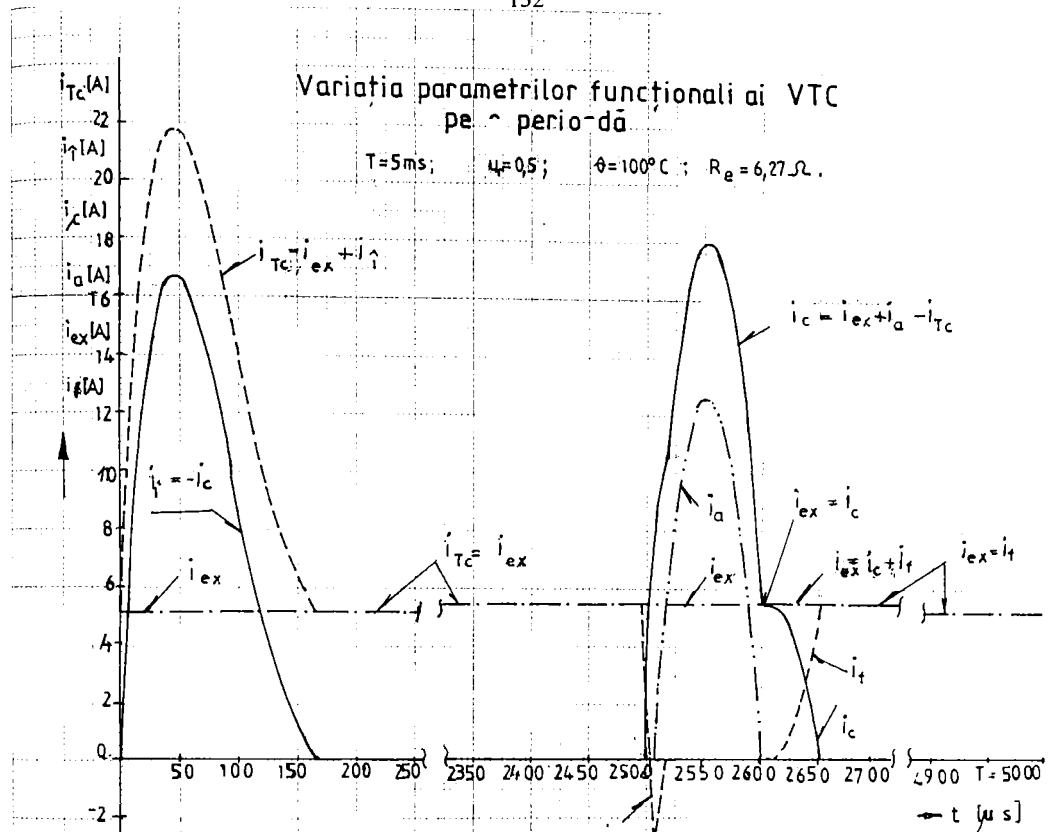


Fig. 3-20b

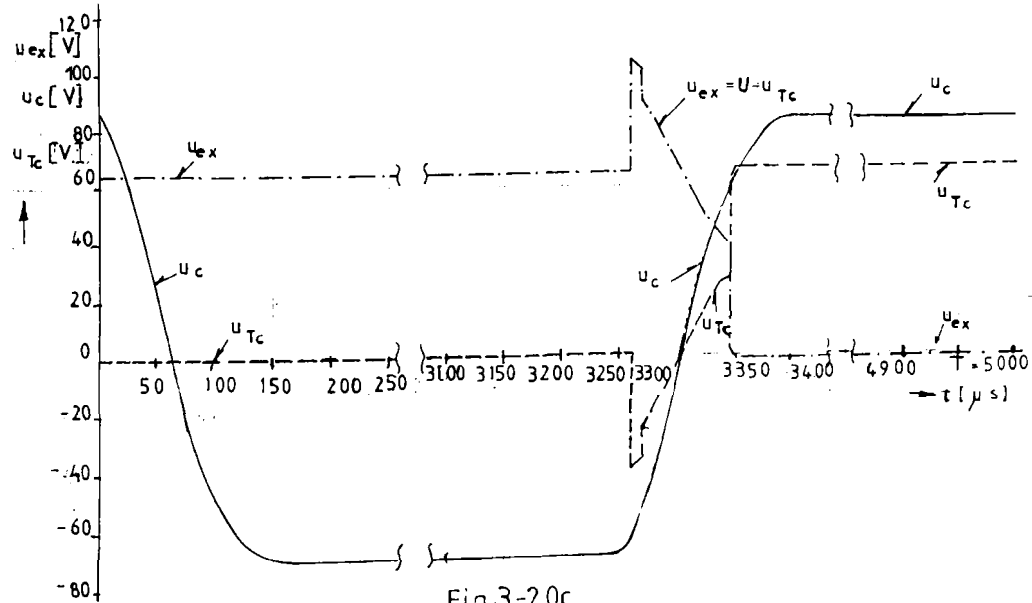
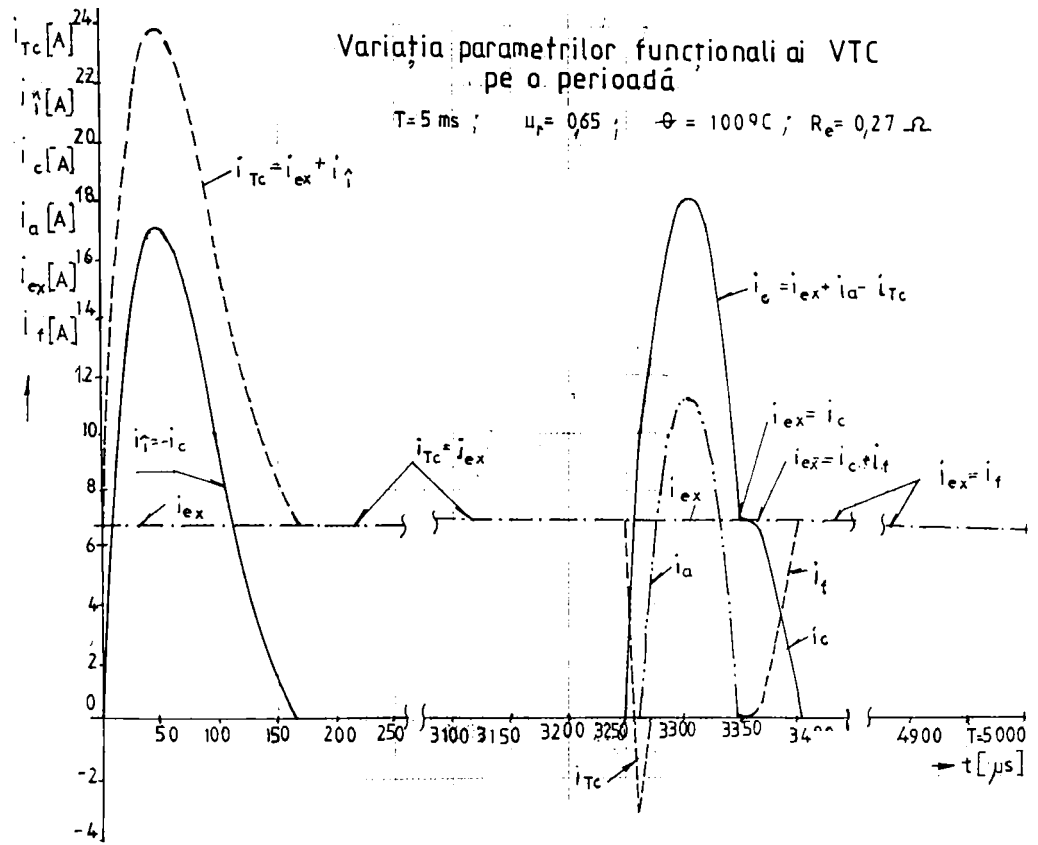


Fig.3-20c

Variația parametrilor funcționali ai VTC
pe o perioadă

$$T = 5 \text{ ms}; \mu_p = 0,85; \theta = 100^\circ \text{C}; R_e = 627 \Omega$$

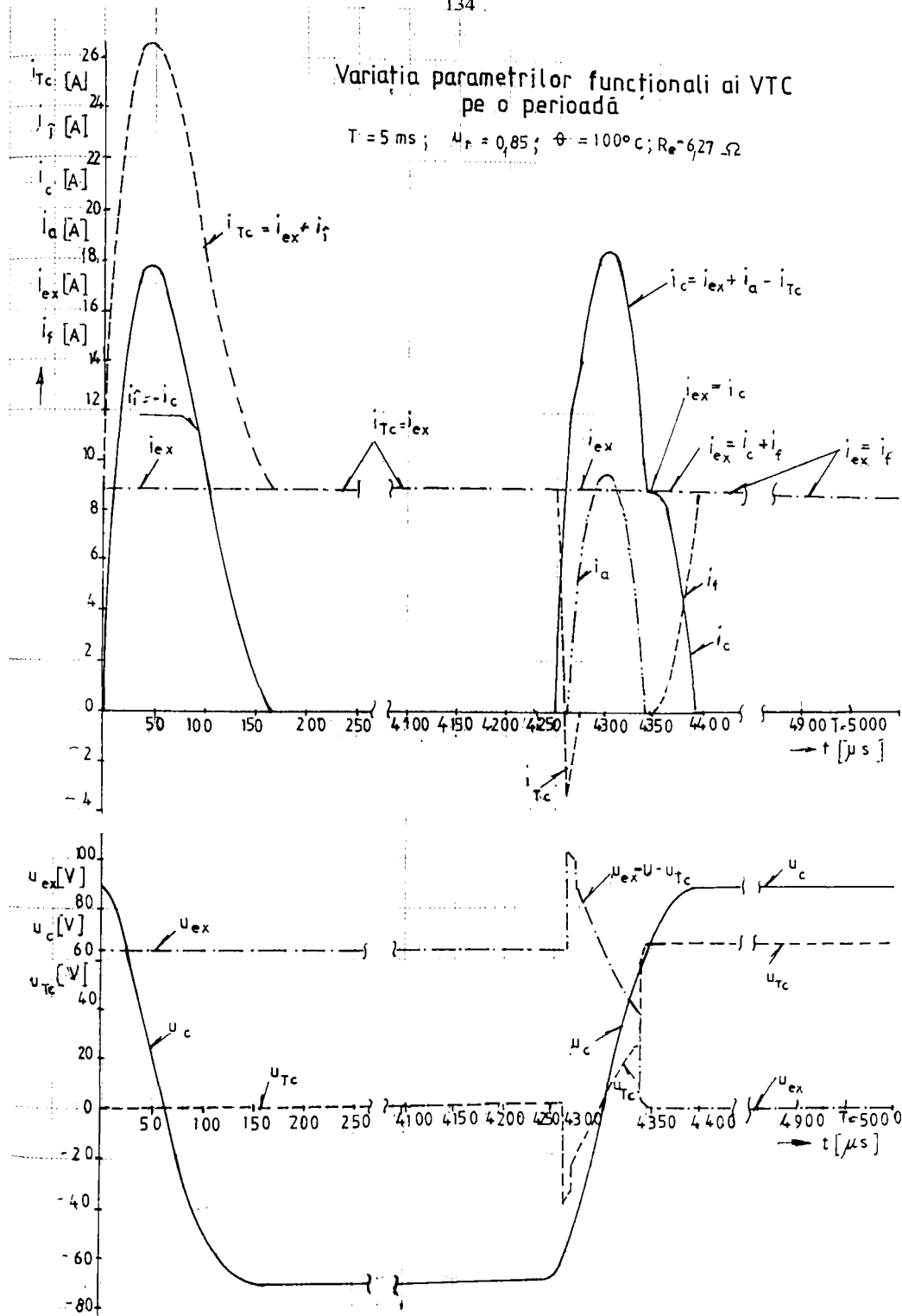


Fig 3-20d

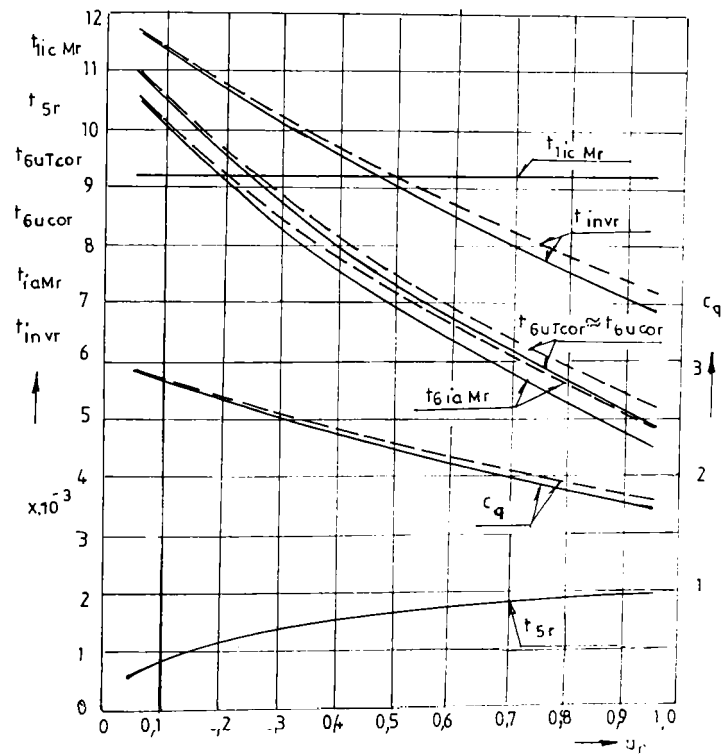
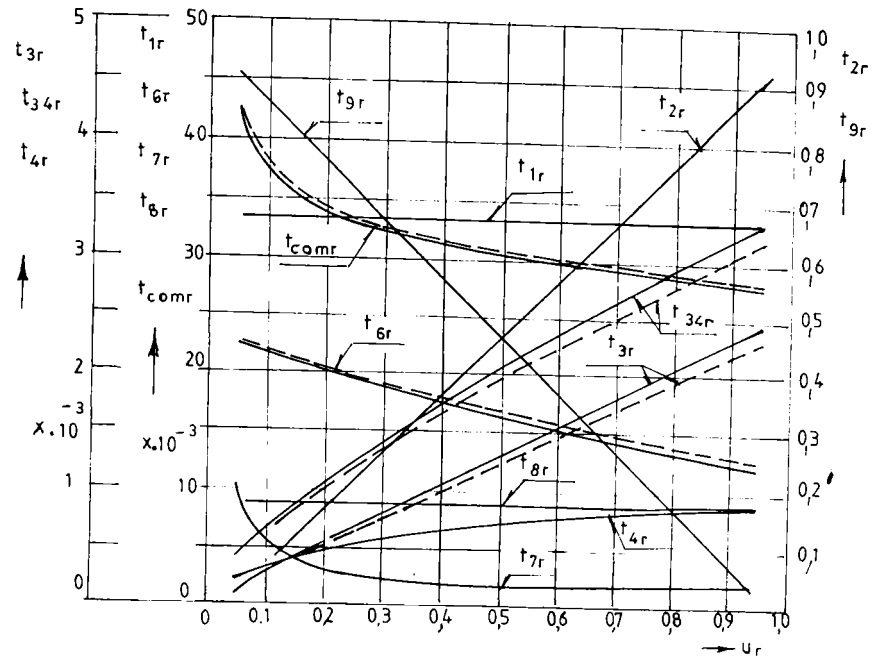


Fig. 3-21 Variația în funcție de u_r a duratei relative a fazelor și a coeficientului de siguranță.

Se remarcă faptul că duratele fazelor 3, 4 și 5 legate de blocarea joncțiunilor exterioare ale tiristorului T_c cresc la creșterea curentului de excitație, respectiv a factorului u_r , în schimb se micșorează durata fazelor 6 și 7, legate de reîncărcarea condensatorului. Ca urmare, la creșterea factorului u_r scade durata comutației $t_{com} = t_{38}$ și în special timpul în care pe tiristorul T_c se aplică tensiune inversă, adică $t_{inv} = t_5 + t_{6uTeo}$, respectiv coeficientului de siguranță c_q . Faptul că s-a obținut $c_q \geq 1,7$ arată că s-a ales acoperitor capacitatea condensatorului de comutație. Creșterea timpilor t_{6uTeo} și t_{inv} , respectiv a coeficientului c_q la creșterea temperaturii θ se explică prin reducerea valorii curentului de excitație deci și a curentului de descărcare a condensatorului.

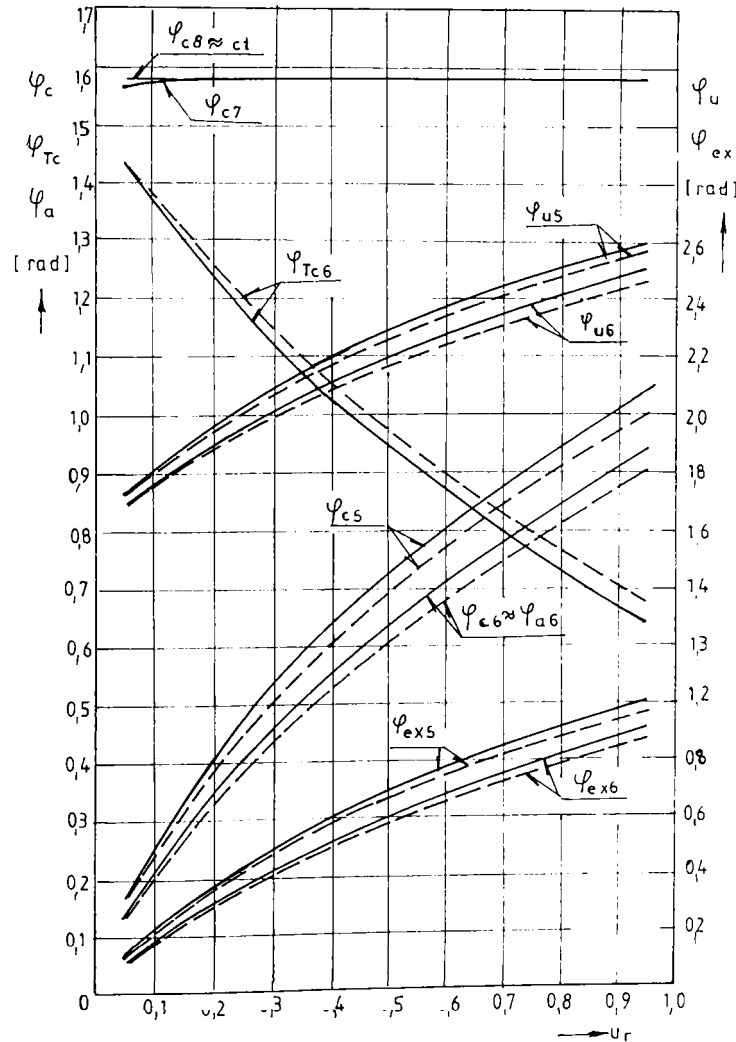


Fig. 3-22 Fazele inițiale ale parametrilor funcționali.

3.3.2.7. Variația fazelor inițiale ale parametrilor funcționali.

Valorile fazelor inițiale necesare pentru calculul parametrilor funcționali depind atât de parametrii constructivi ai VTC, cât și de valorile tensiunilor și curenților la începutul fiecărei faze de lucru, valori care sunt influențate de factorul de comandă.

Rezultatele obținute cu programul de calcul pentru cele două temperaturi arătate mai sus, sunt reprezentate în figura 3-22, cu semnificația liniilor ca la punctul 3.3.2.6. Se remarcă faptul că mărirea factorului de comandă și cu aceasta a valorilor inițiale ale parametrilor funcționali în fazele 5 și 6, conduce și la creșterea fazei inițiale pentru i_c , i_{cx} și u_c , respectiv la scăderea acesteia pentru i_{rc} , în timp ce φ_{c7} și φ_{c8} practic nu depind de u_r .

Reducerea fazei inițiale φ_{rc} , respectiv a timpilor $t_{out\text{teor}}$ și t_{invr} la creșterea factorului u_r , au o cauză comună și se datorează reducerii tensiunii inverse la începutul fazei 6 datorită creșterii curentului de sarcină. Creșterea temperaturii înfășurării de excitație ducând la micșorarea curentului, are efect invers decât u_r . Unghiurile φ_{c1} , φ_{c3} , respectiv toate unghiurile φ_c și φ_{cx} sunt constante și au valori apropiate de $\pi/2$.

3.3.2.8. Valorile maxime și medii ale curenților și tensiunilor. Randamentul VTC.

În regim cvasistaționar valorile curenților prin elementele VTC și ale tensiunilor la bornele acestora variază în timp, atingând în anumite momente valori extreme, după cum se vede în figurile 3-20a ... d. Aceste valori depind atât de parametrii constructivi ai VTC, cât și de factorul u_r și se iau în considerare la alegerea elementelor schemei de reglare prin VTC.

Valorile relative maxime calculate ale tensiunilor (raportate la tensiunea de alimentare U) și ale curenților (raportate la curentul de scurtcircuit U/R_c) în funcție de u_r , pentru VTC construit sunt reprezentate în figura 3-23. Semnificația liniilor este aceeași ca la punctul 3.3.2.6. Se constată că atât curenții cât și tensiunile variază aproape liniar cu u_r , abaterea de la liniaritate fiind relativ mică. La creșterea factorului u_r crește în primul rând curentul de sarcină $i_{ex\text{max}}$, ceea ce conduce și la creșterea tensiunii u_{cbr} a condensatorului la sfârșitul comutației $T_c \rightarrow D_r$, iar ca urmare crește $i_{rc\text{max}}$, $i_{br\text{max}}$ și $i_{m\text{max}}$, respectiv scade $i_{m\text{min}}$. Creșterea curentului i_{cx} are ca urmare și micșorarea valorii tensiunii condensatorului de comutație, respectiv a tensiunii $u_{rc\text{cbr}}$ aplicată tiristorului de conducere la începutul fazei 6, ceea ce contribuie la reducerea timpului de aplicare a tensiunii inverse pe tiristorul T_c .

În figura 3-23 s-a reprezentat și variația în funcție de u_r a valorii minime a curentului de excitație, precum și a celui prin dioda de fugă, având $i_{ex\text{min}} \approx i_{m\text{min}}$, respectiv a variației totale a acestora pe ciclu $\Delta i_{ex} = i_{ex\text{max}} - i_{ex\text{min}} \approx \Delta i_{fr}$.

Se constată că Δi_{ex} are valoarea maximă la $u_r = 0,5$, dar nici în acest caz nu depășește 3%, ceea ce înseamnă că, inductivitatea L_c fiind destul de mare, nu se necesită măsuri suplimentare de netezire a curentului.

Influența temperaturii înfășurării de excitație ce se manifestă la $i_{rc\text{max}}$, $i_{br\text{max}}$, $i_{m\text{max}}$ și $i_{m\text{min}}$ se datorează mai mult mărimii de raportare, dar valorile absolute ale acestora nu depind prea

mult de temperatură. Influența temperaturii este neglijabilă în cazul tensiunilor u_{exmaxr} , u_{ctr} , $u_{invmaxr}$ și u_{Tc06r} , respectiv a curenților $i_{exmaxr} \approx i_{fmaxr}$ și $i_{exminr} \approx i_{fminr}$. Valorile reale ale curenților i_{exmax} și i_{exmin} , respectiv i_{fmax} și i_{fmin} scad la creșterea temperaturii înfășurării de excitație.

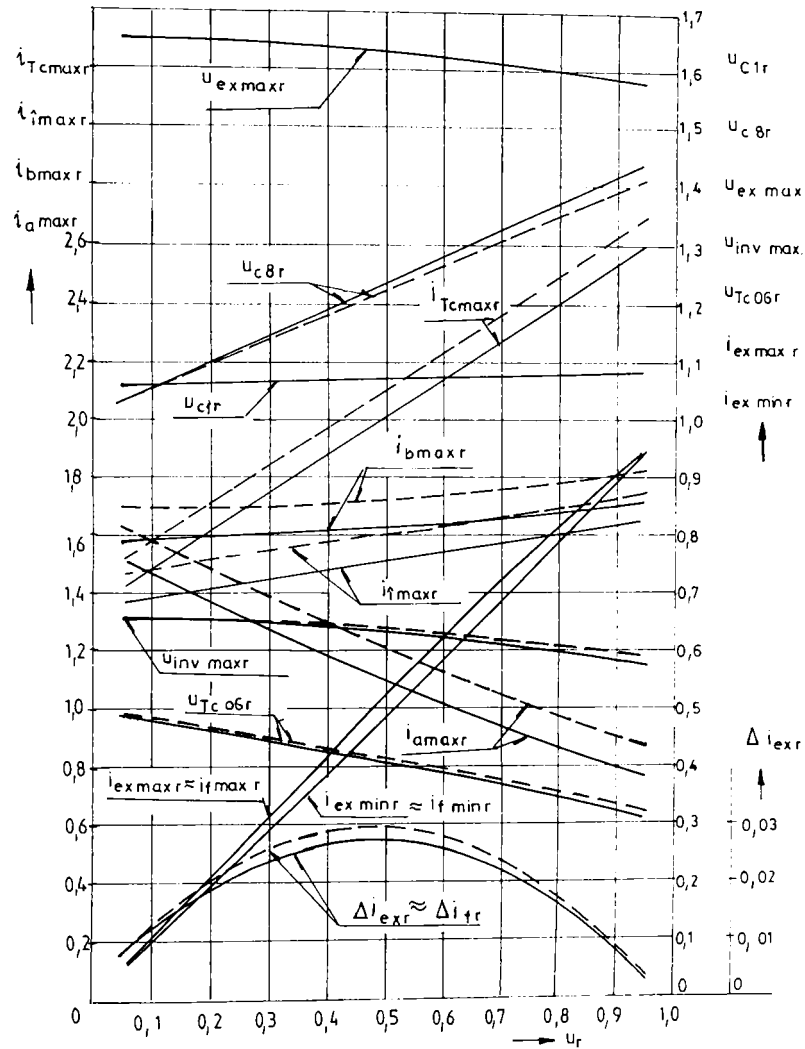


Fig. 3-23 Variația în funcție de u_r a valorilor maxime ale parametrilor funcționali.

Regimul de funcționare al întregului sistem de alimentare a înfășurării de excitație este caracterizat prin valorile medii ale curenților prin excitație (I_{exm}) și prin sursă (I_m), respectiv ale tensiunilor pe excitație (U_{exm}) și la bornele sursei (U).

Eficiența energetică a sistemului se poate caracteriza prin randamentul acestuia definit

ca raportul dintre puterea medie pe excitație și cea debitată de sursă:

$$\eta_{VTC} = \frac{P_{exm}}{P_m} = \frac{I_{exm} U_{exm}}{I_m U} \quad (3.265)$$

care exprimat cu valorile relative ale parametrilor devine:

$$\eta_{VTC} = \frac{i_{exmr} u_{exmr}}{i_{mr}} \quad (3.266)$$

Cunoașterea valorilor medii ale curenților prin semiconductoare este necesară pentru alegerea corectă a acestora.

Dependența de u_r a randamentului și a valorilor medii ale parametrilor funcționali în mărimi relative, determinate prin programul de modelare pentru VTC realizat, este reprezentată în figura 3-24.

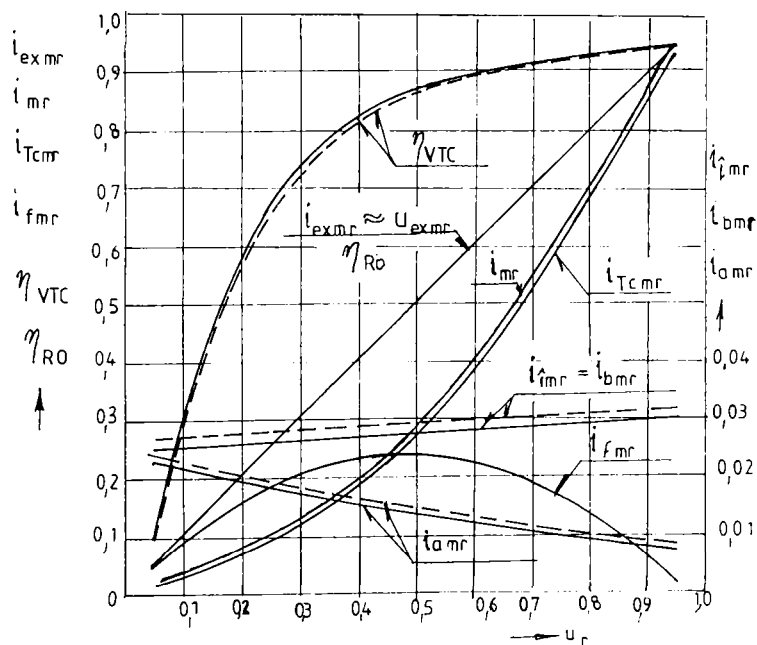


Fig. 3-24 Variația în funcție de u_r a valorilor medii ale parametrilor funcționali și a randamentului VTC.

Se constată că dependența $i_{exmr}(u_r)$ și $u_{exmr}(u_r)$ practic se suprapun și sunt liniare. Cum era de așteptat, curenții i_{mr} și i_{bmr} sunt identici și variază foarte puțin cu u_r .

Influența temperaturii se manifestă numai la curenții $i_{mr} = i_{bmr}$ și i_{a_mr} și se datorează mai mult modificării valorii de raportare.

La valori medii și mari ale factorului u_r randamentul instalației este destul de mare și se reduce considerabil numai la $u_r < 0,4$, reducere ce se datorează consumului de energie pentru încărcarea condensatorului de comutație, consum care depinde relativ puțin de u_r .

Micșorarea acestui consum de energie prin reducerea capacității condensatorului de comutație la minimum necesar, conduce la creșterea randamentului. Având în vedere că la reglarea rezistivă a curentului i_{ex} fără rezistență adițională avem $\eta_{R_0} \approx u_r$, iar la utilizarea unei asemenea rezistențe se obține $\eta_R < u_r$, rezultă că din acest punct de vedere reglarea prin VTC este superioară reglării rezistive.

3.4. Incercarea pe stand a sistemului de reglare cu VTC.

3.4.1. Schema standului.

În scopul verificării relațiilor de calcul determinate pentru parametrii funcționali ai VTC, rezultatele obținute cu ajutorul programului de calcul elaborat și prezentate la punctul 3.3. se compară cu cele ale măsurărilor efectuate pe stand.

Standul conceput și realizat conține în principiu elementele prezentate în figura 3-1, cu observația că în condițiile de laborator, ansamblul generator de frecvență - amplificator - redresor de precizie s-a înlocuit cu o punte tensometrică tip RFT. Generatorul de impulsuri s-a alimentat printr-o schemă potențiomtrică de la o sursă stabilizată de curent continuu cu tensiunea de 40 V.

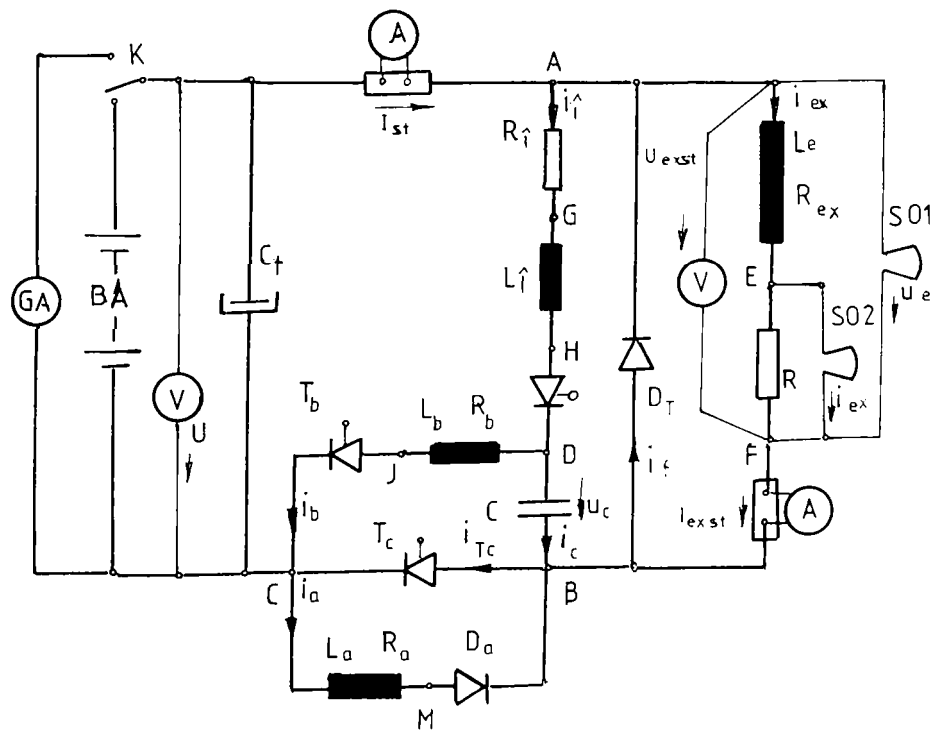


Fig. 3-25 Schema electrică simplificată a standului de încercare a VTC.

Schema electrică a standului de încercare a VTC, fără instalația de comandă, este reprezentată în figura 3-25, unde pe lângă elementele din figura 3-5 s-au indicat atât sursele de alimentare, cât și aparatele de măsură utilizate. Drept sursă de tensiune pentru VTC s-a utilizat atât o baterie de acumulare BA, cât și un generator auxiliar GA, legate prin comutatorul K. Pentru măsurarea valorilor medii ale curenților i_{ex} și i , respectiv ale tensiunilor u_{ex} și U s-au utilizat aparate magneto-electrice tip METRA, cu clasa de precizie 0,2.

Variația în timp a parametrilor funcționali s-a urmărit cu ajutorul unui osciloscop cu două spoturi (SO1 și SO2), tip DUOSCOP - RFT, cu dispozitiv pentru fotografierea ecranului. Cele două sonde ale osciloscopului, cu sau fără reductor, având nului comun, se pot urmări simultan numai parametrii pentru care există pe schemă un punct cu potențial comun (de ex. punctul F pentru i_{ex} și u_{ex}). Punctele de aplicare ale sondelor s-au notat pe schemă cu majuscule.

3.4.2. Comparația valorilor medii ale parametrilor funcționali.

Încercarea VTC s-a efectuat în regim cvasistaționar la valori constante ale parametrilor de intrare:

- tensiunea de alimentare $U = 65 \text{ V}$;
- frecvența impulsurilor de comandă $f = 200 \text{ Hz}$;
- perioada de comandă a tiristoarelor $T = 5 \text{ ms}$.

Reglarea factorului de comandă u_r s-a efectuat prin modificarea perioadei de comandă T_c . Această reglare se poate efectua fie prin comanda directă a comparatorului din GI (v.fig. 3-4) cu ajutorul potențiometrului de comandă, fie prin modificarea unghiului de rotație φ a regulatorului de câmp (v.fig. 3-1), adică a poziției z a cursorului acestuia. Pentru a obține poziții ușor repetabile, s-a utilizat cea de a doua metodă.

Valoarea factorului de comandă $u_r = T_c/T$ s-a determinat prin măsurarea pe ecranul osciloscopului a duratei celor două perioade ale impulsurilor de comandă având scara timpului de $m_t = 1 \text{ ms/cm}$.

În timpul încercării s-a pornit de la valoarea minimă a factorului u_r , corespunzătoare unghiului de rotație $\varphi = 0$ ($z = 40$), apoi s-a mărit treptat φ cu pasul $\Delta\varphi = 15^\circ$ ($\Delta z = 2$) până la $\varphi_{max} = 300^\circ$ ($z = 0$) corespunzătoare valorilor maxime ale parametrilor u_r , i_{ex} și u_{ex} . În continuare s-a micșorat treptat u_r până ce s-a ajuns din nou la valoarea sa minimă.

Valorile măsurate pe stand: I_{exst} , I_m , U_{exst} și randamentul η_n calculat cu relația (3.265) s-au reprezentat în tabelul 3.2, respectiv în figura 3-26 prin puncte marcate cu simboluri distincte pentru creșterea, respectiv scăderea factorului u_r . Pentru comparație pe figură s-au reprezentat prin curbe trasate și valorile I_{exm} , I_m , U_{exm} și η_{VTC} calculate la cele două valori considerate ale temperaturii înfășurării de excitație: cu linie continuă pentru $\theta = 75^\circ \text{ C}$ și cu linie întreruptă pentru $\theta = 100^\circ \text{ C}$.

Tabelul 3.2

z	φ [°]	u_r - crește					u_r - scade				
		u_r	I_{st} [A]	I_{exst} [A]	U_{exst} [V]	η_{st}	u_r	I_{st} [A]	I_{exst} [A]	U_{exst} [V]	η_{st}
40	0	0,130	0,56	1,74	8,7	0,416	0,132	0,56	1,57	9,9	0,429
39	7,5	0,164	0,69	2,08	11,2	0,521	0,164	0,65	1,84	11,4	0,497
38	15	0,196	0,79	2,42	12,9	0,605	0,192	0,72	2,11	13,3	0,600
36	30	0,244	1,09	3,03	16,1	0,685	0,244	1,01	2,63	16,8	0,673
34	45	0,300	1,45	3,63	19,4	0,751	0,297	1,32	3,15	19,8	0,729
32	60	0,344	1,78	4,13	22,3	0,798	0,344	1,62	3,62	23,0	0,794
30	75	0,392	2,23	4,65	25,5	0,816	0,389	1,97	4,06	25,8	0,816
28	90	0,434	2,65	5,17	28,0	0,840	0,433	2,35	4,49	28,5	0,835
26	105	0,476	3,05	5,60	30,5	0,862	0,476	2,69	4,87	31,1	0,865
24	120	0,518	3,49	6,07	33,0	0,883	0,514	3,13	5,27	33,6	0,872
22	135	0,556	3,98	6,47	35,5	0,888	0,556	3,57	5,67	36,1	0,883
20	150	0,588	4,43	6,80	37,7	0,891	0,592	3,98	6,07	38,5	0,904
18	165	0,625	4,96	7,22	40,1	0,898	0,635	4,45	6,45	40,7	0,908
16	180	0,662	5,46	7,59	42,5	0,909	0,669	5,00	6,87	43,1	0,911
14	195	0,702	6,00	7,93	44,7	0,910	0,705	5,49	7,24	45,5	0,922
12	210	0,732	6,47	8,26	46,9	0,922	0,735	5,96	7,58	47,3	0,926
10	225	0,762	6,90	8,52	48,9	0,929	0,760	6,45	7,91	49,2	0,928
8	240	0,792	7,38	8,67	50,7	0,924	0,790	6,94	8,21	51,1	0,930
6	255	0,821	7,67	8,91	52,4	0,937	0,821	7,49	8,58	52,9	0,932
4	270	0,852	8,24	9,15	54,3	0,928	0,848	8,01	8,88	54,7	0,933
2	285	0,868	8,63	9,34	55,7	0,926	0,870	8,57	9,23	56,5	0,936
0	300	0,886	8,88	9,45	56,7	0,928	0,886	8,88	9,45	56,7	0,928

Analizând figura 3-26 se ajunge la următoarele concluzii:

- măsurătorile confirmă pe deplin relațiile de calcul ale $U_{exm}(u_r)$ și $\eta_{VTC}(u_r)$, practic indiferent de sensul de variație al factorului u_r ;
- rezultatele măsurătorilor se plasează în apropierea curbelor calculate pentru $I_{exm}(u_r)$ și $I_m(u_r)$;
- la începutul încercării având $\theta < 75$ °C, valorile măsurate ale curenților sunt mai mari decât cele calculate pentru 75 °C, iar după ce se ajunge la valori mari ale curentului i_{exm} și bobina de excitație se încălzește la $\theta > 100$ °C, în mod normal valorile curenților scad sub cele calculate pentru 100 °C.

În timpul încercărilor atât VTC cât și instalația de comandă a funcționat stabil, fără oscilații ale parametrilor măsurați. La schimbarea unghiului φ aparatele au indicat o modificare continuă aperiodică a tuturor mărimilor. Nu s-au constatat supraîncălziri ale elementelor componente ale VTC sau ale instalației de comandă.

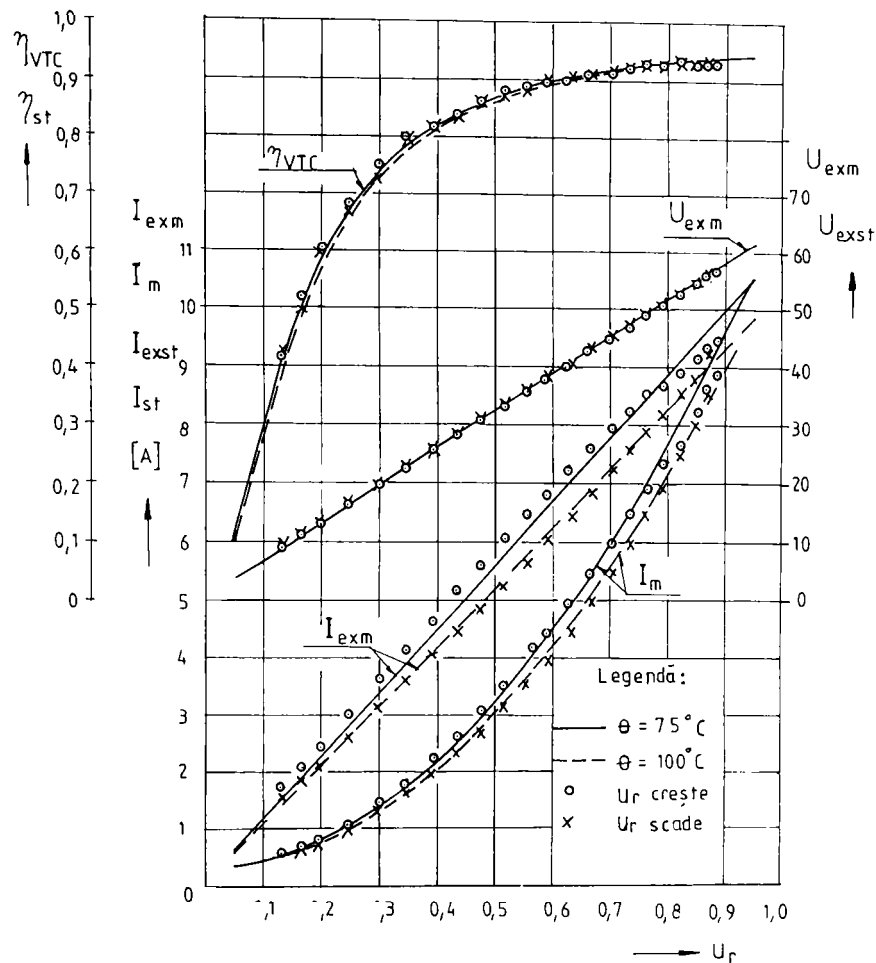


Fig. 3-26 Comparația valorilor medii calculate și a celor măsurate ale parametrilor funcționali.

3.4.3. Comparația variației în timp a parametrilor funcționali.

Confirmarea valabilității relațiilor de calcul deduse pentru variația în timp a parametrilor funcționali, pe o perioadă a regimului cvasistacionar la VTC realizat, s-a efectuat comparând diagramele calculate cu imaginea obținută pe ecranul osciloscopului.

Pe figurile ce urmează în partea de sus s-au prezentat fotografiile obținute, iar în partea de jos curbele ridicate prin calcul la aceeași valoare a factorului de comandă. Imaginile sunt realizate în general cu scara timpului de $m_t = 1 \text{ ms/cm}$. Pentru a putea urmări mai bine fazele în care parametrii funcționali variază mult într-un interval de timp foarte redus, în majoritatea cazurilor în partea dreaptă a figurilor s-a reprezentat variația aceluiași parametrii cu abscisa extinsă, utilizând scări ale timpului de $m_t = 0,5 \text{ ms/cm}$ și de $m_t = 0,2 \text{ ms/cm}$.

Scările de reprezentare ale tensiunilor, a timpului și a curentului, exprimate în V/div, ms/div și în A/div sunt aceleași pe fotografiile și pe diagramele prezentate, ceea ce ușurează comparația valorilor și a formei de variație. Incercările s-au efectuat cu alimentarea sistemului de reglare pe de o parte de la o baterie de acumuloare (figurile 3-27, ..., 3-37), iar pe de altă parte de la un generator de curent continuu (figurile 3-38, ..., 3-40), utilizând în ambele cazuri condensatorul tampon cu capacitatea de $C_t = 1,2 \text{ mF}$.

Diferențele relativ mici dintre modurile de variație înregistrate și cele calculate, care se manifestă mai ales la începutul și la sfârșitul perioadelor de comutație, se datorează ipotezelor simplificatoare acceptate pentru calcul la punctul 3.2.1., dintre care se remarcă următoarele:

- neglijarea influenței protecțiilor RC ale semiconductoarelor ;
- valoarea limitată a capacității condensatorului tampon, care are ca urmare variația periodică a tensiunii de alimentare ;
- neglijarea capacităților și a inductivităților parazite ale elementelor de legătură și de circuit;
- neglijarea variației căderilor de tensiune în conducție ale semiconductoarelor ;
- neglijarea timpului de amorsare a semiconductoarelor;
- neglijarea variației temperaturii înfășurării alimentate, considerând la calcul $\theta = 100 \text{ }^\circ\text{C}$.

Pe lângă aceste influențe, pe osciloscop mai apare uneori derivă de nul, iar la variațiile foarte rapide (salturi) ale unor parametri liniile sunt insesizabile.

În varianta alimentării de la o baterie de acumuloare, în figurile 3-27, 3-28 și 3-29 s-a reprezentat variația în timp a tensiunii u_{ex} și a curentului i_{ex} la trei valori distincte ale factorului de comandă $u_r = \{0,15; 0,5; 0,85\}$. Pe fotografiile se remarcă variația tensiunii și a curentului la începutul perioadei de conducere, dar saltul de tensiune de la începutul stingerii se poate observa numai pe figura 3-29b.

Variația tensiunii pe tiristorul de conducere T_c și pe cel de blocare T_b s-a prezentat în figurile 3-30 și 3-31 pentru $u_r = \{0,15; 0,85\}$. Se constată că variația tensiunii u_{Tb} la $u_r = 0,15$ este practic identică pe fotografie și pe diagrama calculată iar la $u_r = 0,85$ diferența la tensiunea inversă se datorează variației tensiunii la bornele condensatorului tampon. Diferența ce apare la tensiunea u_{Tc} după procesul de stingere a tiristorului principal, pe timpul comutației $T_b \rightarrow D_r$, se datorează pe de o parte influenței protecțiilor, iar pe de altă parte parametrilor neglijăți ai circuitului diodei D_r .

În figurile 3-32 și 3-33 s-a reprezentat variația în timp a tensiunii pe tiristorul de încărcare și pe condensatorul de comutație, pentru $u_r = \{0,15; 0,85\}$. Variația tensiunii la bornele condensatorului este practic identică pe fotografiile și pe diagramele trasate după calcul. La tensiunea u_{Tc} se constată pe fotografiile în primul rând o derivă de nul ceea ce conduce la reducerea aparentă a tensiunii de blocare directă. În figura 3-32 pe fotografiile se constată și o micșorare mai pronunțată a tensiunii după blocarea tiristorului principal, ceea ce se datorează neglijărilor arătate. Apariția tensiunii inverse pe tiristorul T_i după terminarea reîncărcării condensatorului asigură stabilizarea stării de blocare.

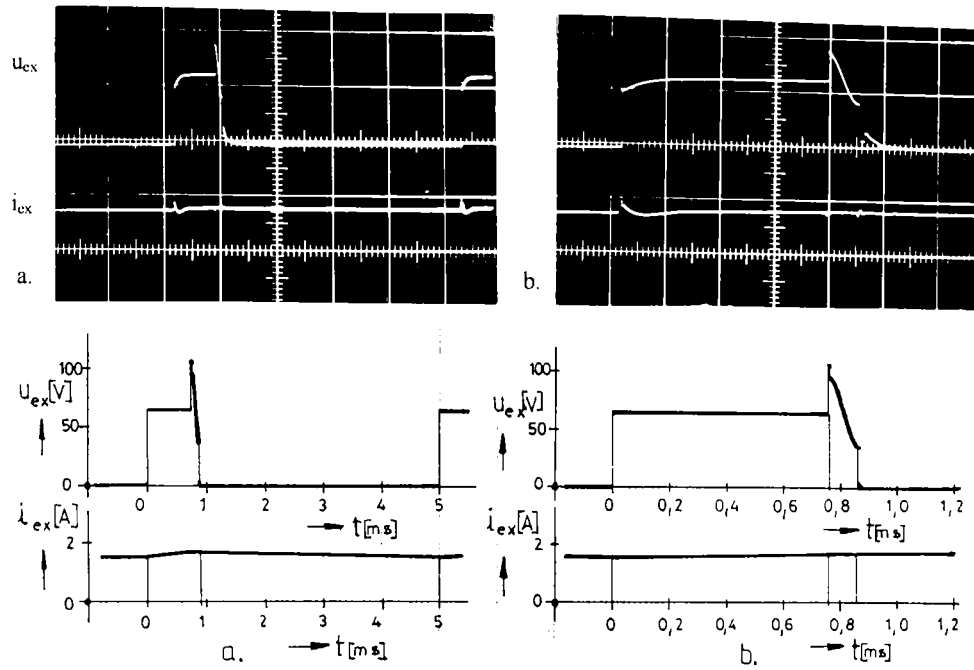


Fig. 3-27. Variația tensiunii și a curentului pe înfășurarea de excitație la $u_i=0,15$:
 a. - la $m_t = 1$ ms/cm; b. - la $m_t = 0,2$ ms/cm.

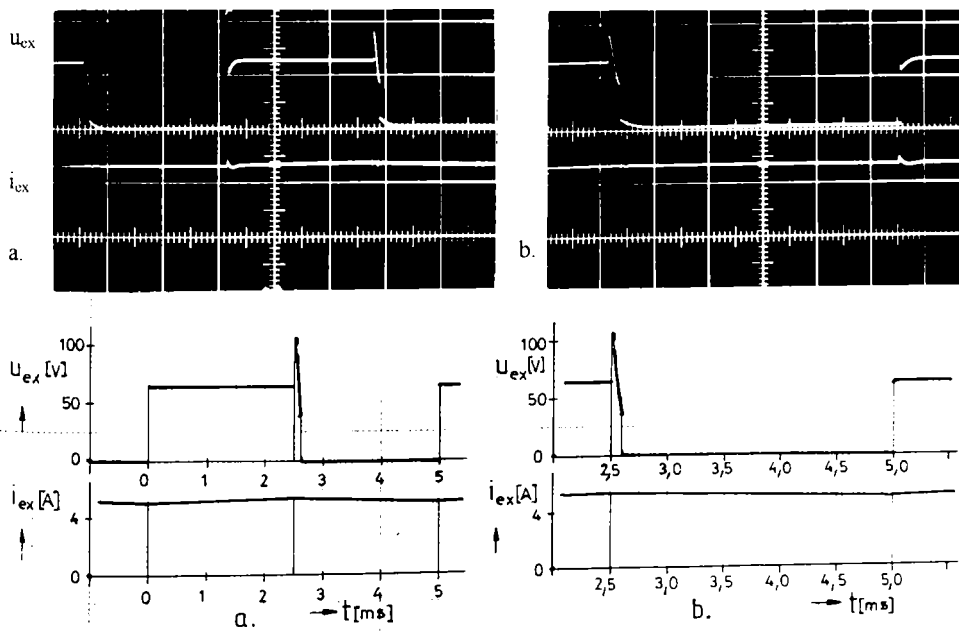


Fig. 3-28. Variația tensiunii și a curentului pe înfășurarea de excitație la $u_i=0,5$:
 a. - la $m_t = 1$ ms/cm; b. - la $m_t = 0,5$ ms/cm.

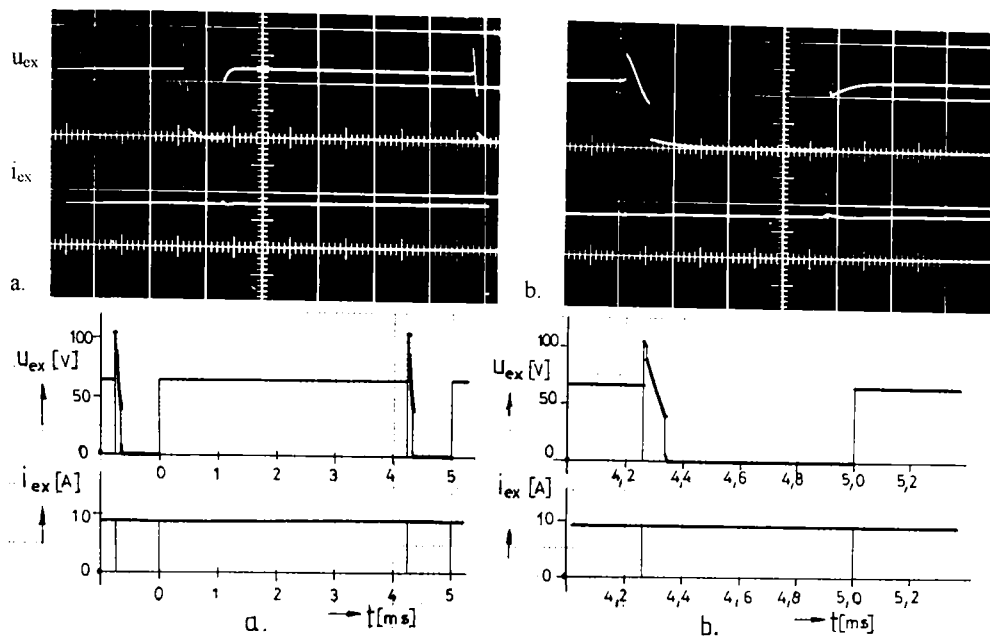


Fig. 3-29. Variația tensiunii și a curentului pe înfășurarea de excitație la $u_i = 0,85$:
a. - la $m_t = 1 \text{ ms/cm}$; b. - la $m_t = 0,2 \text{ ms/cm}$.

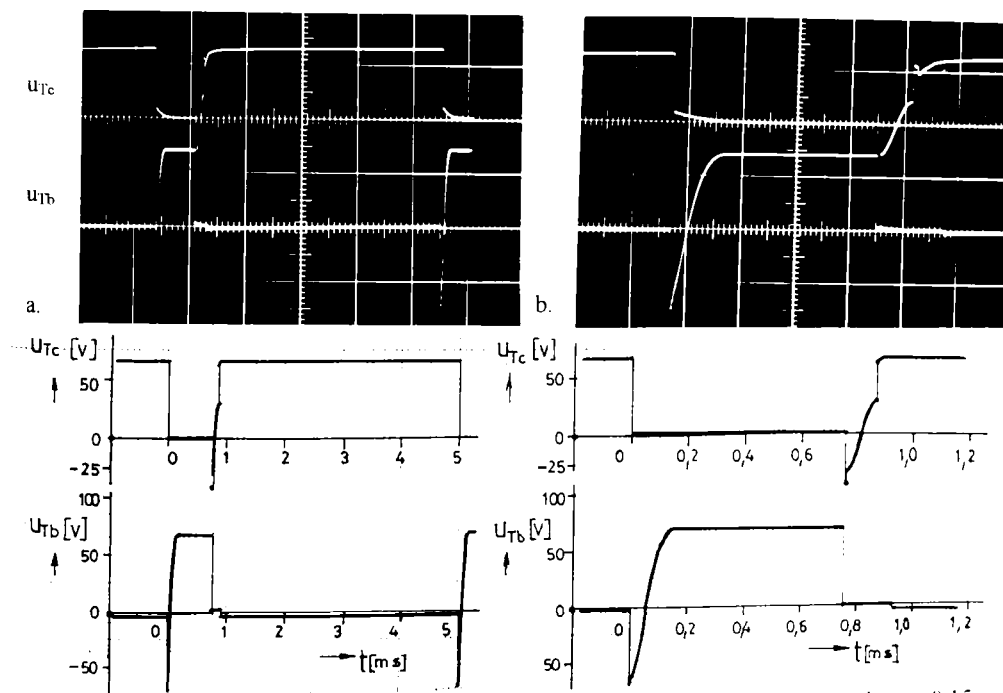


Fig. 3-30. Variația tensiunii pe tiristorul de conducere și pe cel de comutare la $u_i = 0,15$:
a. - la $m_t = 1 \text{ ms/cm}$; b. - la $m_t = 0,2 \text{ ms/cm}$.

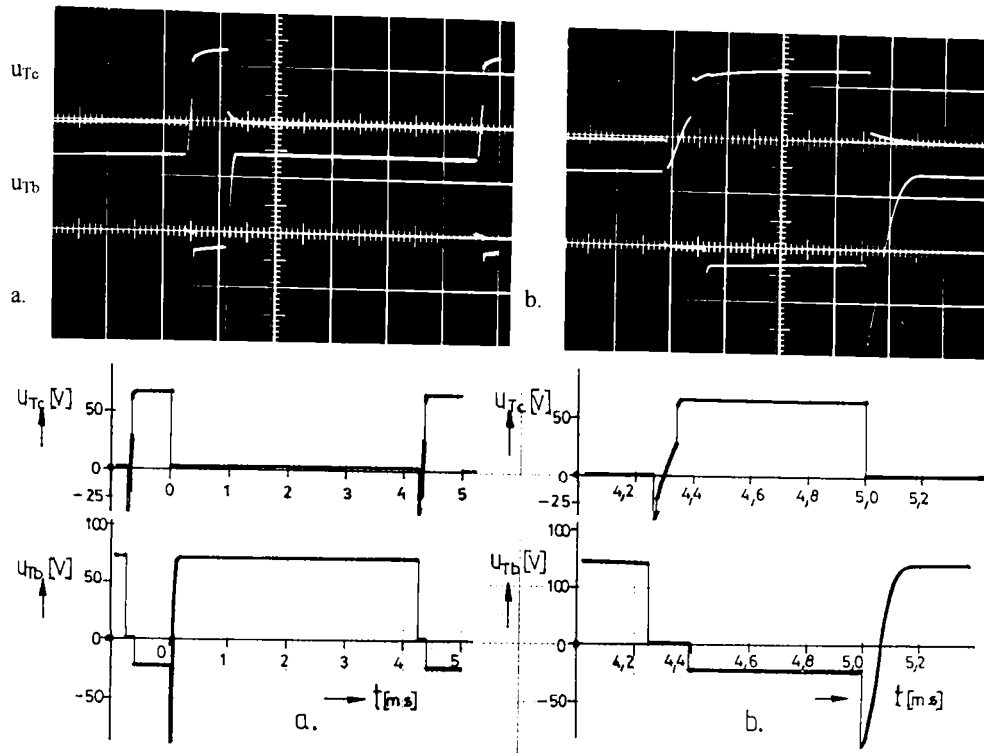


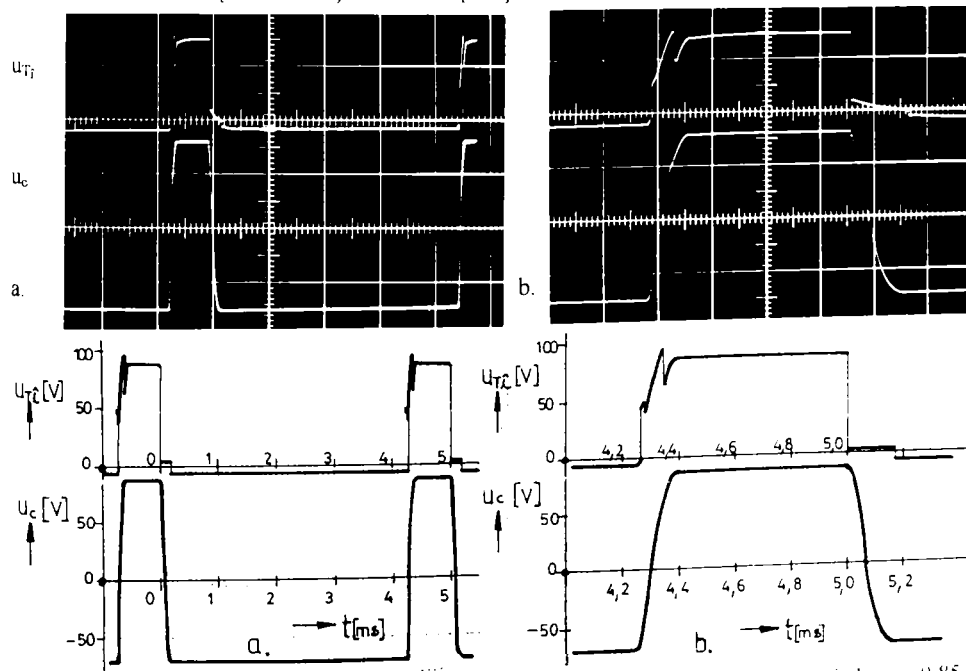
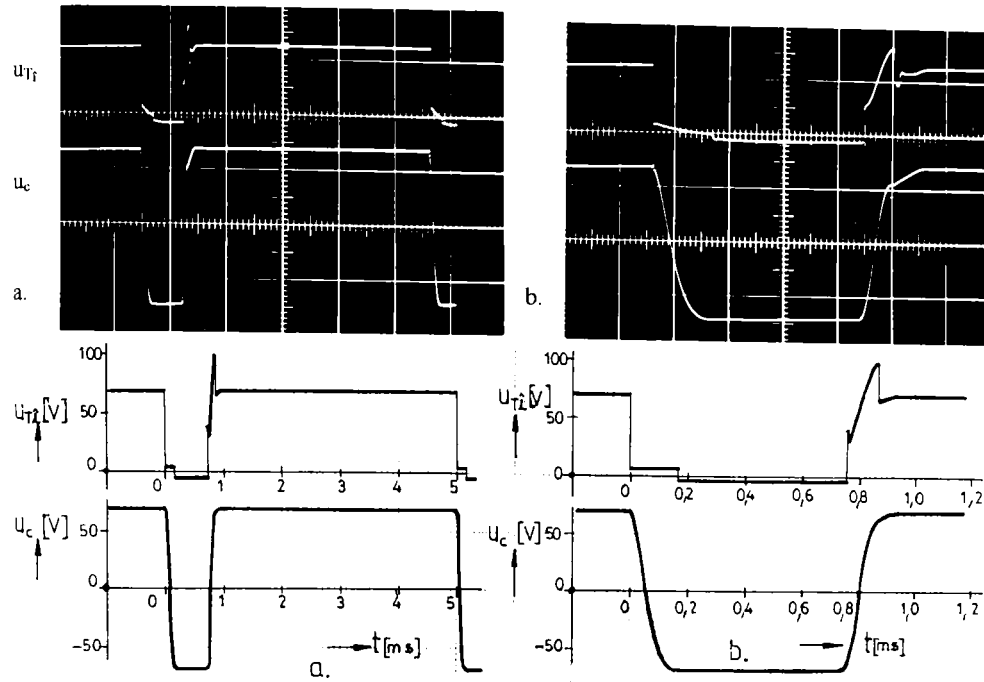
Fig. 3-31. Variația tensiunii pe tiristorul de conducere și pe cel de blocare la $u_r = 0,85$:
 a. - la $m_t = 1$ ms/cm; b. - la $m_t = 0,2$ ms/cm.

Variația tensiunii pe rezistorul și pe bobina circuitului de încărcare este prezentată în figura 3-34 pentru $u_r = \{0,15; 0,5; 0,85\}$ la $m_t = 0,2$ ms/cm.

Se constată că variația reală și cea calculată a tensiunilor pe cele două elemente de circuit este foarte asemănătoare.

În figura 3-35 s-a reprezentat variația în timp a tensiunii pe bobina, respectiv pe tiristorul de blocare la $u_r = 0,85$. Se remarcă, în special pe figura 3-35b, apariția unei valori mari a tensiunii autoinduse pe bobină imediat după comanda tiristorului de blocare, respectiv diferitele legi de variație ale acestuia în fazele de funcționare ce urmează până la terminarea comutației pe dioda de fugă. Fotografii confirmă apariția tensiunii inverse de blocare a tiristorului după ce curentul direct a încetat să treacă prin T_b , deoarece a comutat pe dioda de fugă. Astfel sunt îndeplinite condițiile de stabilizare a stării de blocare a acestui tiristor și apariția ulterioară a polarizării directe nu va produce o intrare spontană în funcțiune.

Variația tensiunii pe dioda și pe bobina circuitului de accelerare s-a reprezentat în figurile 3-36 și 3-37 pentru $u_r = \{0,15; 0,85\}$. Se constată că în afara abaterii cauzată de protecția RC și a derivei de nul la tensiunea u_{D_0} înregistrată, forma de variație obținută prin măsurare și prin calcul coincide.



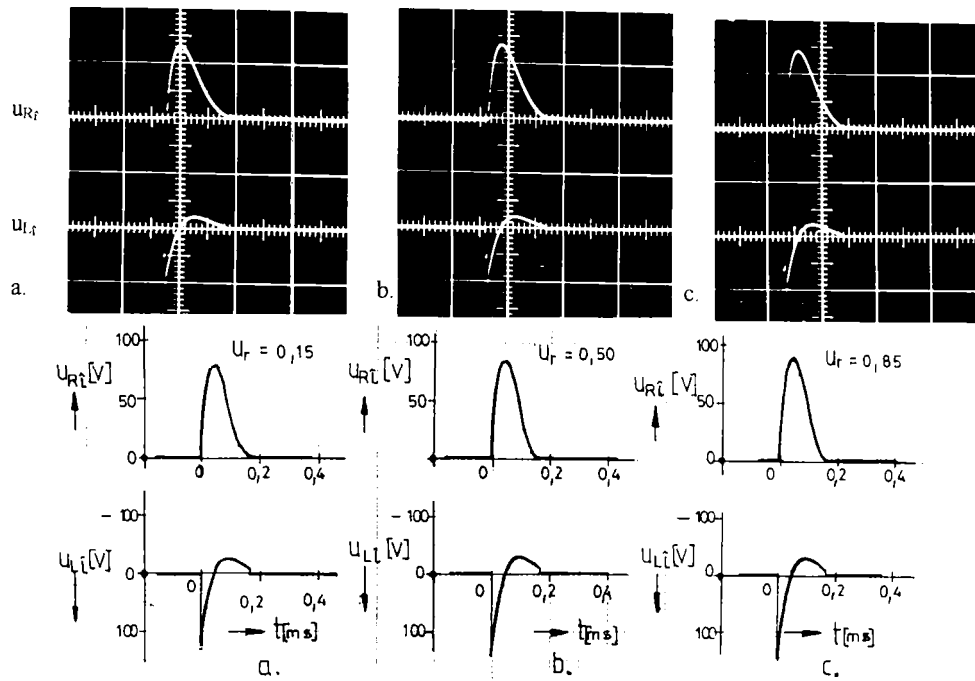


Fig. 3-34. Variația tensiunii pe rezistorul și pe bobina din circuitul de încărcare la $m_t = 0,2$ ms/cm:

a. - la $u_i = 0,15$; b. - la $u_i = 0,5$; c. - la $u_i = 0,85$.

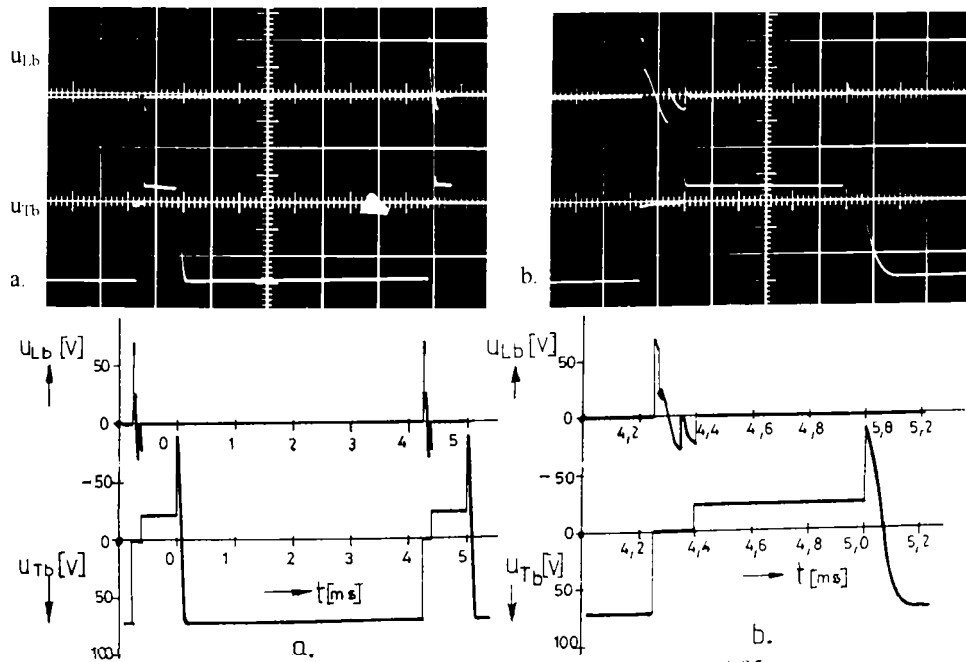


Fig. 3-35. Variația tensiunii pe bobina și pe tiristorul de blocare la $u_i = 0,85$:

a. - la $m_t = 1$ ms/cm; b. - la $m_t = 0,2$ ms/cm.

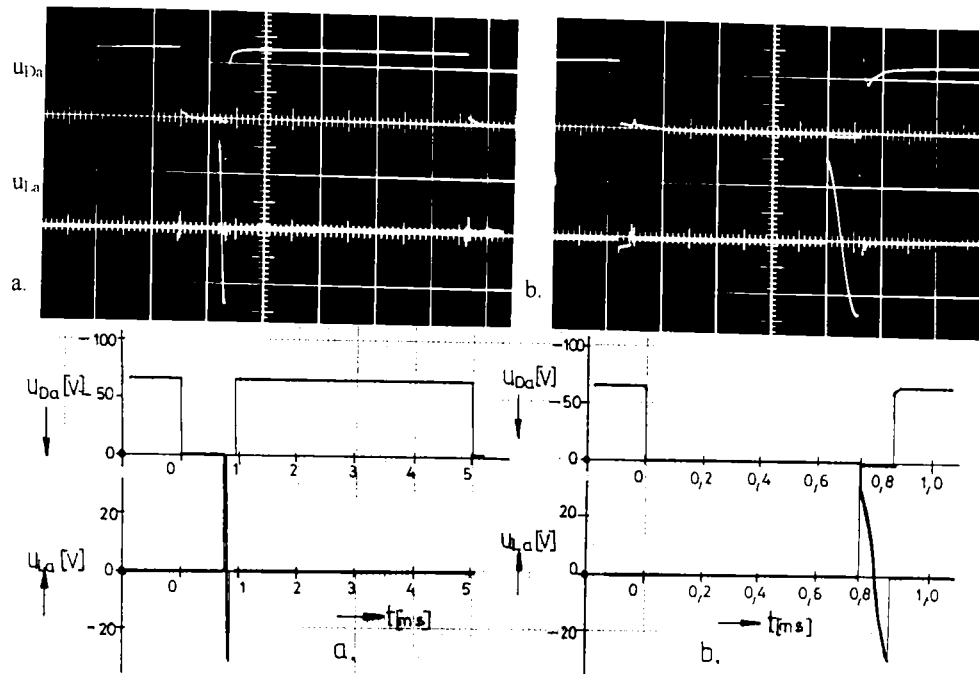


Fig. 3-36. Variația tensiunii pe dioda și pe bobina de accelerare la $u_i = 0,15$:

a. - la $m_i = 1$ ms/cm; b. - la $m_i = 0,2$ ms/cm.

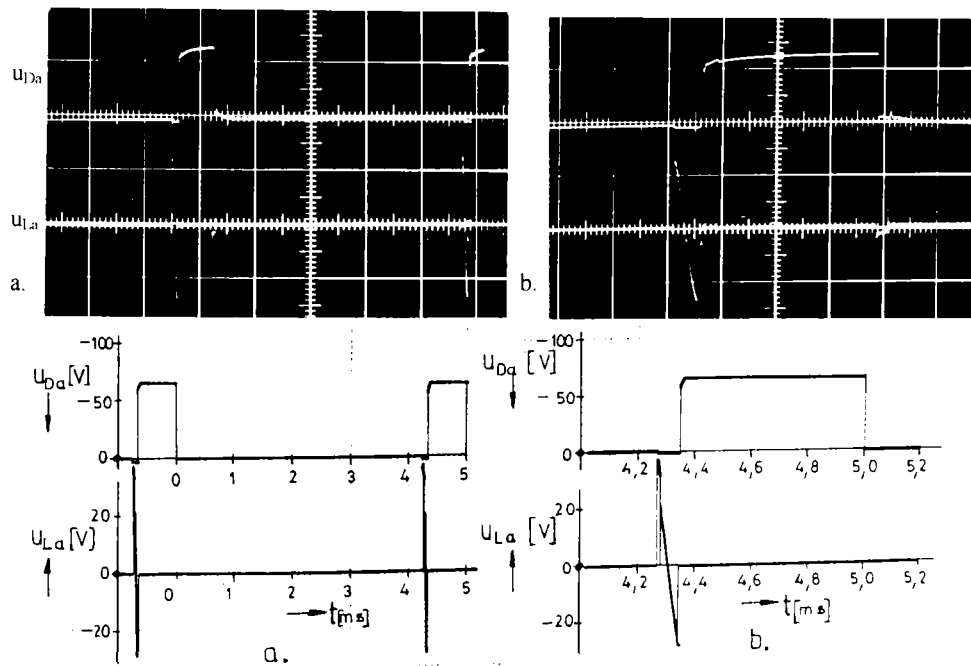


Fig. 3-37. Variația tensiunii pe dioda și pe bobina de accelerare la $u_i = 0,85$

a. - la $m_i = 1$ ms/cm; b. - la $m_i = 0,2$ ms/cm.

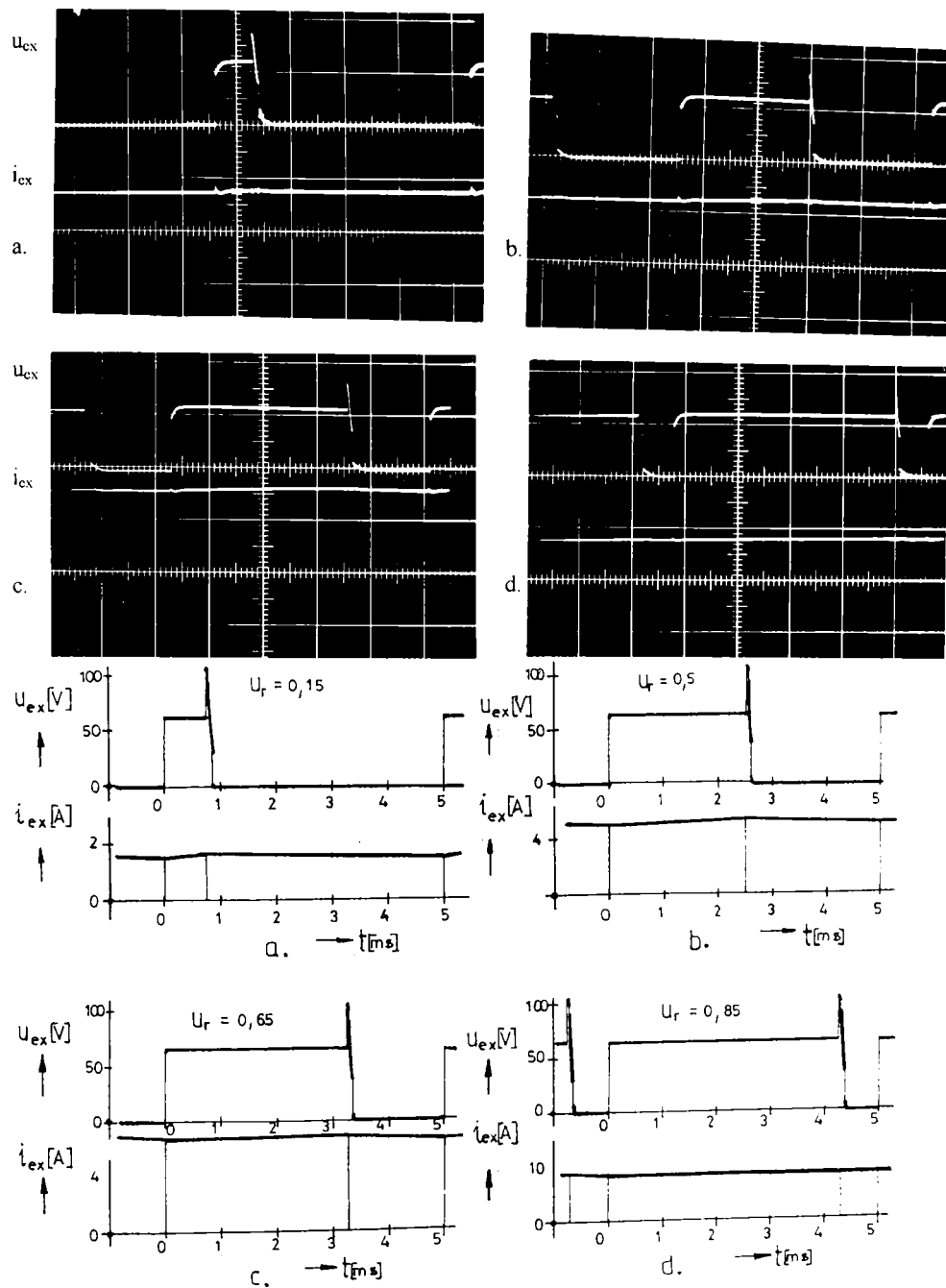


Fig. 3-38. Variația tensiunii și a curentului pe înfășurarea de excitație la alimentare de la generator și $m_t = 1 \text{ ms/cm}$:
 a. - la $u_r = 0,15$; b. - la $u_r = 0,5$; c. - la $u_r = 0,65$; d. - la $u_r = 0,85$

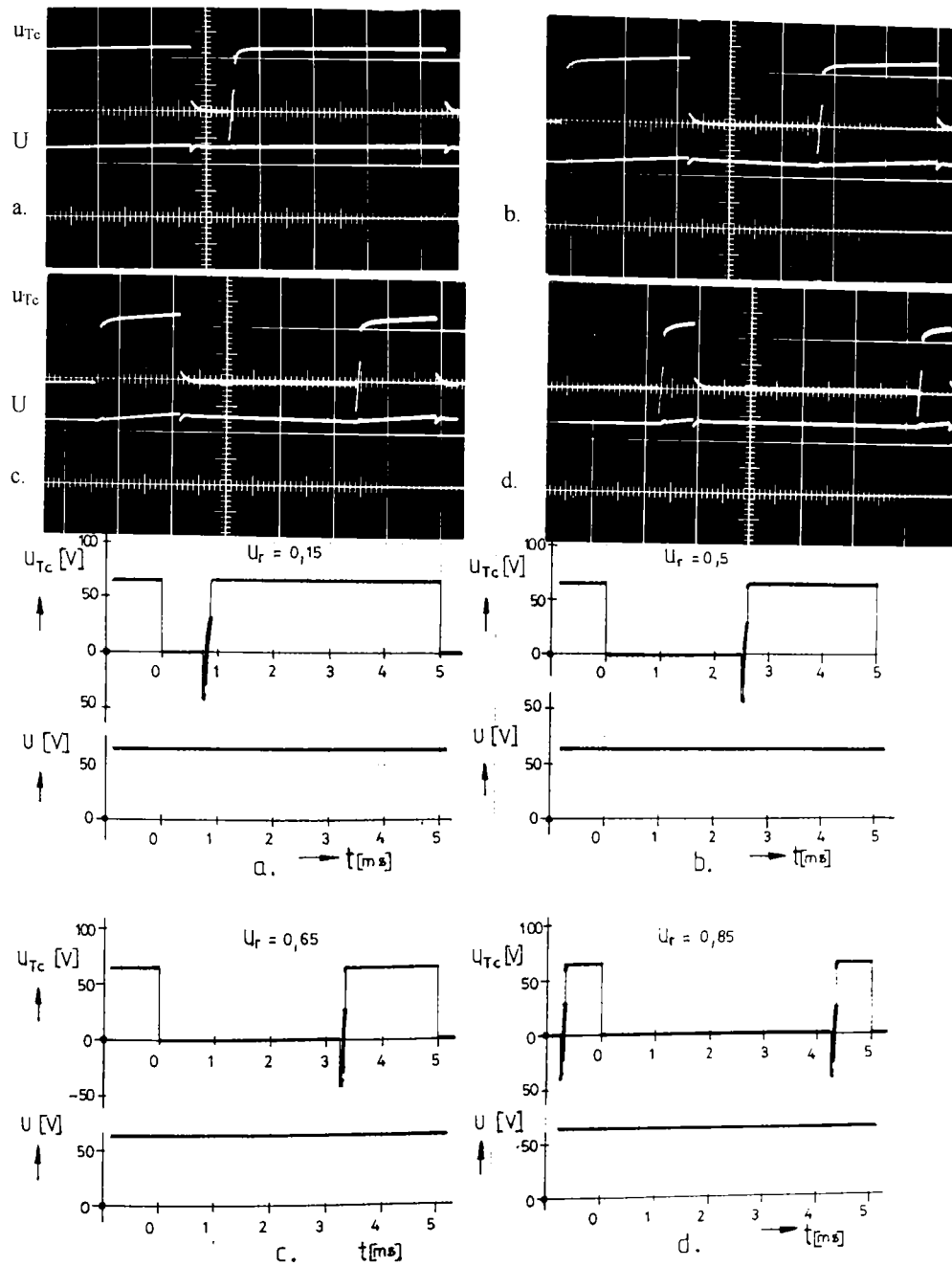


Fig. 3-39. Variația tensiunii pe tiristorul de conducere și a tensiunii de alimentare de la generator și $m_t = 1 \text{ ms/cm}$:
 a. - la $u_r = 0,15$; b. - la $u_r = 0,5$; c. - la $u_r = 0,65$; d. - la $u_r = 0,85$

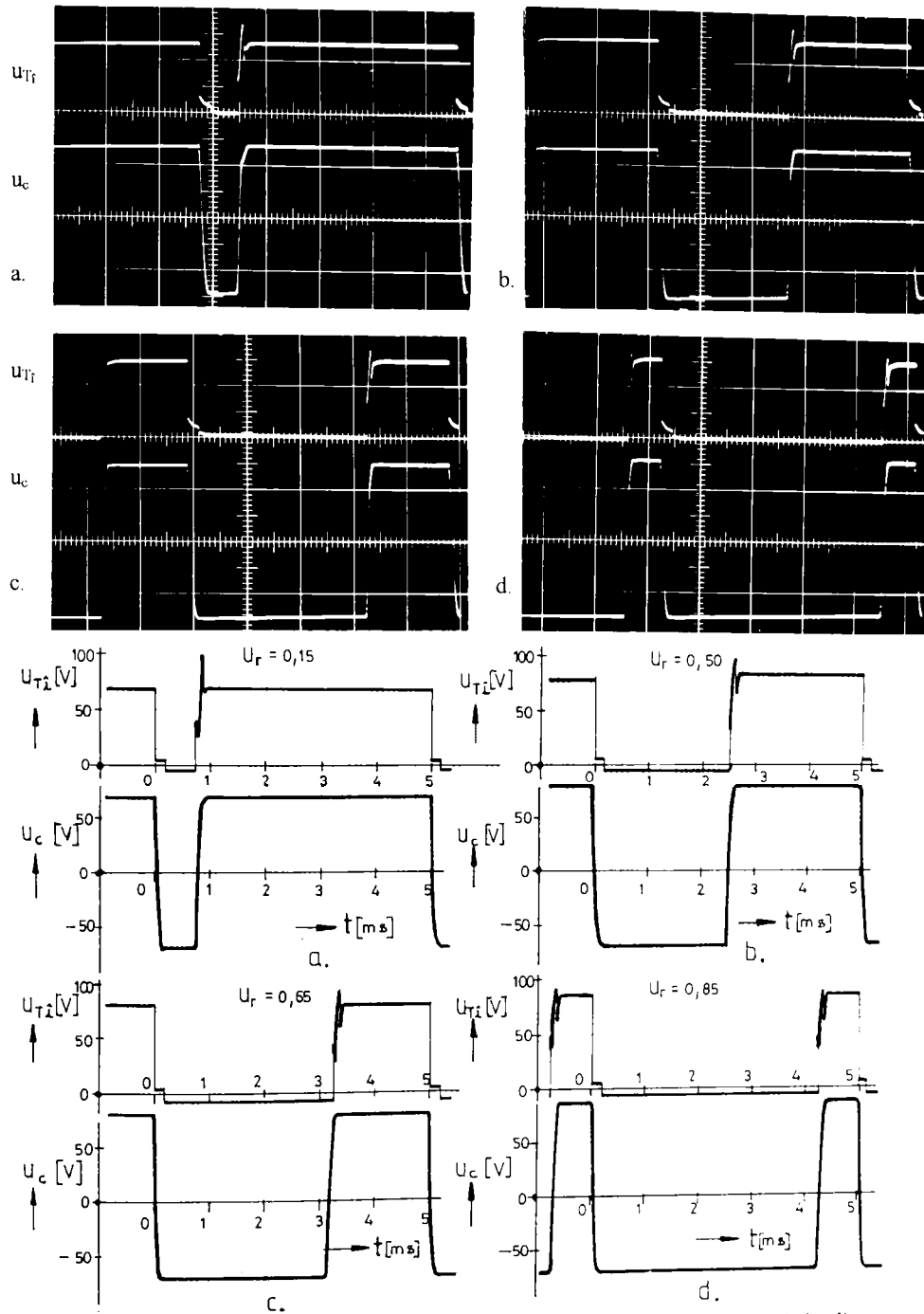


Fig. 3-40. Variația tensiunii pe tiristorul de încărcare și pe condensatorul de comutație la alimentare de la generator și $m_i = 1$ ms/cm :
 a. - la $u_r = 0,15$; b. - la $u_r = 0,5$; c. - la $u_r = 0,65$; d. - la $u_r = 0,85$

Pentru cazul alimentării sistemului de reglare de la un generator de curent continuu se prezintă numai înregistrări efectuate cu scara timpului de $m_t = 1 \text{ ms/cm}$ și diagramele corespunzătoare trasate după calcul pentru regimurile cu $u_c = \{0,15; 0,5; 0,65; 0,85\}$. Fotografiiile și diagramele corespondente sunt notate cu aceeași literă.

Variația în timp a tensiunii u_{ex} și a curentului i_{ex} se prezintă în figura 3-38. Curbele înregistrate și cele calculate sunt asemănătoare, diferențele se remarcă numai după momentul aprinderii tiristorului de conducere când apare o variație a curentului și a tensiunii. Saltul de tensiune din momentul începerii stingerii se observă mai clar pe fotografiile 3-38a și 3-38c. Procesoarele de aprindere și de stingere în principiu se desfășoară similar, indiferent de valoarea factorului de comandă, diferă numai valoarea saltului de tensiune la începutul stingerii și valoarea curentului.

În figura 3-39 s-a prezentat variația în timp a tensiunii pe tiristorul de conducere și a tensiunii de alimentare de la generator. Diagramele înregistrate și cele calculate pentru u_{rc} sunt asemănătoare. Creșterea ușoară în timp a tensiunii directe de blocare după stingerea tiristorului, se datorează de fapt creșterii tensiunii la bornele condensatorului tampon, adică a tensiunii de alimentare. Variația relativă a acestei tensiuni nu depășește 7 %, deci este accesibilă.

În figura 3-40 s-a prezentat variația în timp a tensiunii pe tiristorul de încărcare și a tensiunii la bornele condensatorului de comutație. Și în acest caz diagramele înregistrate și cele calculate sunt asemănătoare. Absența tensiunii inverse la sfârșitul stingerii tiristorului de încărcare se datorează derivei de nul.

Din diagramele prezentate pentru valorile medii calculate și cele măsurate ale parametrilor funcționali în funcție de u_c , cât și din comparația valorilor înregistrate cu cele calculate ale variației în timp a parametrilor funcționali la diferite regimuri de funcționare, reiese concluzia că relațiile de calcul obținute reflectă foarte bine funcționarea reală a VTC. Deci aceste relații se pot utiliza cu încredere pentru calculul parametrilor constructivi și funcționali necesari.

4. STUDIUL EXPERIMENTAL AL FUNCȚIONĂRII ÎN COMUN AL SISTEMULUI DE REGLARE AUTOMATĂ CU INSTALAȚIA DE FORȚĂ

4.1. Scopul încercării.

Instalația de reglare fără contact, conceput pentru a asigura reglarea curentului de excitație a generatorului sau a excitatricei din transmisia electrică a locomotivelor diesel, funcționează în mod corespunzător în regimuri stabilizate, după cum s-a constatat la încercările efectuate și prezentate în capitolul 3.

Din studiile efectuate în capitolul 2 a rezultat că instalația energetică a locomotivei funcționează stabil în comun cu trenul și cu instalația de reglare, compusă din regulatorul mecanic al motorului diesel și regulatorul de câmp rezistiv (cu contact alunecător) prevăzut pentru reglarea excitației independente a generatorului de tracțiune.

Pentru verificarea adaptabilității pe locomotivă a instalației de reglare concepută și pentru studiul comportării acesteia la funcționarea în comun cu instalația energetică, atât în regim stabilizat cât și tranzitoriu, este necesară încercarea instalației de reglare realizată, pe un stand de transmisie electrică, în condiții asemănătoare cu cele de pe locomotive. Pe stand trebuie create condiții de simulare a perturbațiilor care pot apare și în exploatare, cum ar fi: modificarea poziției controlerului de comandă, modificarea sarcinii datorită profilului căii, etc.

În acest scop standul de transmisii electrice în curent alternativ-curent continuu din laboratorul Catedrei de material rulant al Facultății de mecanică al Universității "Politehnica" din Timișoara a fost completat în mod corespunzător, pentru a permite comanda, reglarea, măsurarea și consumarea puterii motorului diesel în diferite regimuri de funcționare. Cea mai importantă modificare este înlocuirea regulatorului mecanic direct al motorului diesel cu regulatorul tip Sulzer utilizat pe locomotivele diesel-electrice 060 DA și care permite reglarea curentului de excitație a generatorului la eroare de injecție. Împreună cu regulatorul s-a instalat controlerul de comandă și rezistența regulatorului de câmp de pe locomotivă, apoi s-a adaptat și sistemul de reglare fără contact a excitației excitatricei.

4.2. Construcția standului.

4.2.1. Schema instalației de forță.

Standul de transmisii electrice în c.a - c.c., completat cu elementele suplimentare necesare indicate mai sus, este o instalație foarte complexă. Schema generală a instalației de forță, completat cu instalația de comandă și reglare a motorului diesel, respectiv cu aparatele de măsură utilizate pentru măsurarea parametrilor funcționali în regim staționar s-a reprezentat în figura 4-1. Motorul diesel MD antrenează generatorul sincron GS și excitatricea Ex a acestuia. Curentul trifazat debitat de generator este convertit în redresorul R în curent continuu și preluat de cele patru motoare electrice de tracțiune MT1...MT4. Sarcina este realizată cu generatoarele de frânare GF1...GF4 care debitează energia electrică produsă pe rezistoarele de frânare $R_{f1} \dots R_{f4}$.

Motorul diesel este de tip MB 836 Bb, cu turația nominală de 1300 rot/min, reglat la puterea nominală de 268 kW. Generatorul sincron de tip GSA - 250 cu puterea aparentă 250 de kVA la turația de 1500 rot/min, are valoarea efectivă nominală a curentului pe fază de $I_m = 131,5$ A. Valoarea nominală a curentului de excitație a generatorului de $I_{en} = 132$ A este asigurată de excitatricea Ex de curent continuu, care face corp comun cu generatorul și are excitație independentă, cu valoarea nominală a curentului de excitație de $I_{exn} = 8,5$ A.

Redresorul este format din 12 diode de putere tip TU-35 cu tensiunea inversă de 1200 V și curentul de sarcină nominal de 300 A la răcire forțată.

Motoarele electrice de tracțiune sunt de curent continuu cu excitația în serie tip TN 59, având tensiunea nominală de $U_n = 750$ V, iar curentul nominal de $I_n = 98$ A, cel uniorar de $I_n = 112$ A, iar curentul maxim de $I_{max} = 190$ A.

Generatoarele de frânare sunt identice cu motoarele, dar excitația lor este separată. Excitațiile celor patru generatoare sunt legate în serie și alimentate de la grupul convertizor Exf cu tensiunea reglabilă prin rezistența R_{exf} . Rezistoarele de frânare, identice pentru fiecare generator, sunt formate din câte 9 elemente răcite cu aer și permit realizarea a 21 de trepte de frânare, cu rezistența de $R_f \in [0,2; 7,6]$ Ω .

Turația și puterea motorului diesel sunt comandate cu ajutorul controlerului de comandă CC și a supapei SP de reglare a presiunii de comandă. Supapa SP este alimentată din rezervorul de aer RA și alimentează cu presiune variabilă (0...0,32 MPa) regulatorul RnMD tip Sulzer al motorului diesel. Acest regulator, prin deplasarea x a cremalierelor pompelor de injecție, comandă cantitatea de combustibil injectată pe ciclu q (caracterizat prin S_R), iar rotația ϕ a servomotorului regulatorului de câmp reglează curentul de excitație a excitatricei Ex. Excitația excitatricei se alimentează prin bornele A-B de la sistemul de reglare a curentului de excitație I_{ex} .

Pe figura 4-1 s-au reprezentat și aparatele de măsură analogice, utilizate pentru măsurarea parametrilor funcționali electrici în regim staționar. Cu ajutorul tahogeneratorului TG de curent continuu, antrenat de Ex, se măsoară turația grupului MDG.

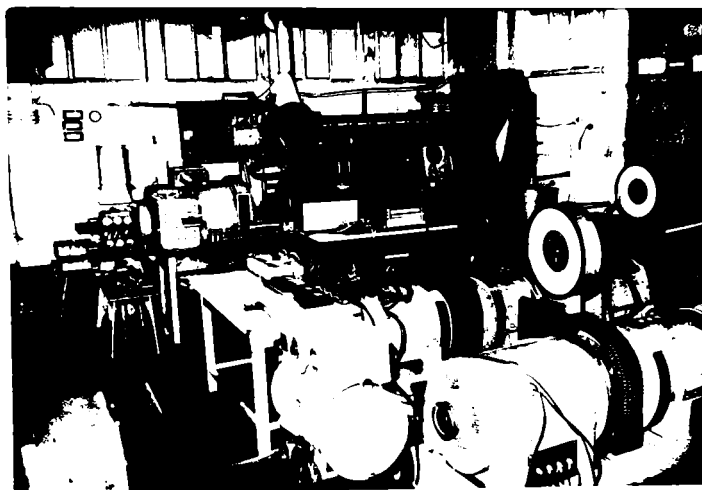


Fig. 4-2 Vedere generală a standului.

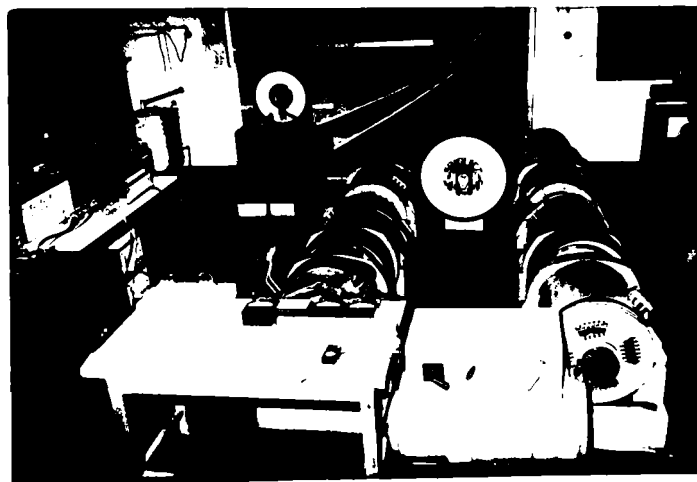


Fig. 4-3 Vedere parțială a standului cu motoarele electrice de tracțiune și frâna.

Vederea generală a standului se prezintă în fotografia din figura 4-2. Subansamblul format din motoarele electrice de tracțiune, generatoarele de frânare, convertizorul de alimentare a excitației generatoarelor de frânare, controlerul de comandă și rezervorul de

combustibil pe cântar, precum și aparatele de măsură aferente, sunt prezentate în vederea parțială din figura 4-3.



Fig. 4-4 Vedere parțială a standului cu grupul MDG.

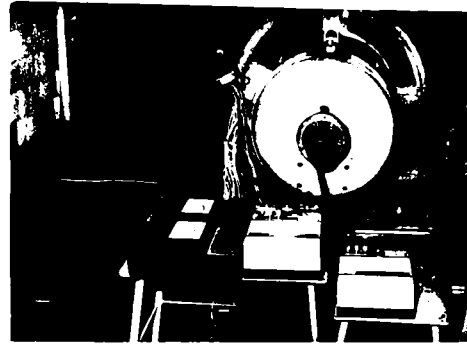


Fig. 4-5 Excitatricea și tahogeneratorul.

În figura 4-4 se prezintă o vedere parțială asupra grupului MDG, a redresorului și a aparatelor de măsură aferente pentru urmărirea parametrilor funcționali și a parametrilor de stare ai mediului. În figura 4-5 se prezintă excitatricea, tahogeneratorul și aparatele de măsură corespunzătoare.

4.2.2. Schema sistemului de reglare a generatorului.

Pe stand s-au realizat trei variante pentru reglarea excitației excitatricei. Toate aceste sisteme alimentează printr-un comutator (C_1) bornele A și B din figura 4-1, schemele de principiu ale acestora fiind prezentate în figura 4-6.

Sistemul de reglare automată fără contact mecanic alunecător, conceput de autor și prezentat la punctul 3.1, în varianta realizată pe stand este prezentată în figura 4-6a, unde generatorul de frecvență de alimentare a traductorului inductiv, amplificatorul de curent alternativ și redresorul de precizie s-au înlocuit cu un canal al punții tensiometrice PT de tip RFT-UM 131, așa cum s-a precizat și la punctul 3.4.1. Semnalul de ieșire din PT cu $U_{max} = 3V$ fiind insuficient pentru comanda generatorului de impulsuri GI, s-a intercalat amplificatorul operațional AO. Tensiunea de ieșire din VTC la bornele A și B variază continuu cu unghiul de rotație φ al servomotorului hidraulic din RnMD.

În figura 4-6b s-a prezentat sistemul de reglare automată reostatică în 40 de trepte, cu regulatorul de câmp utilizat și pe locomotiva 060 DA și adaptat pentru condițiile existente pe stand. Comutatorul C_1 asigură legarea sistemului la sursa de tensiune, iar contactoarele C_2 , C_3 și C_4 care se închid la pozițiile 2, 3 și 4 ale controlerului de comandă scot din circuit, parțial sau total, rezistența suplimentară R_s .

În figura 4-6c s-a reprezentat schema pentru reglarea manuală cu două reostate, având cursoare de reglare continuă a rezistențelor R_b (brut) și R_f (fin). Acest sistem se utilizează la ridicarea caracteristicilor motorului diesel sau ale generatorului.

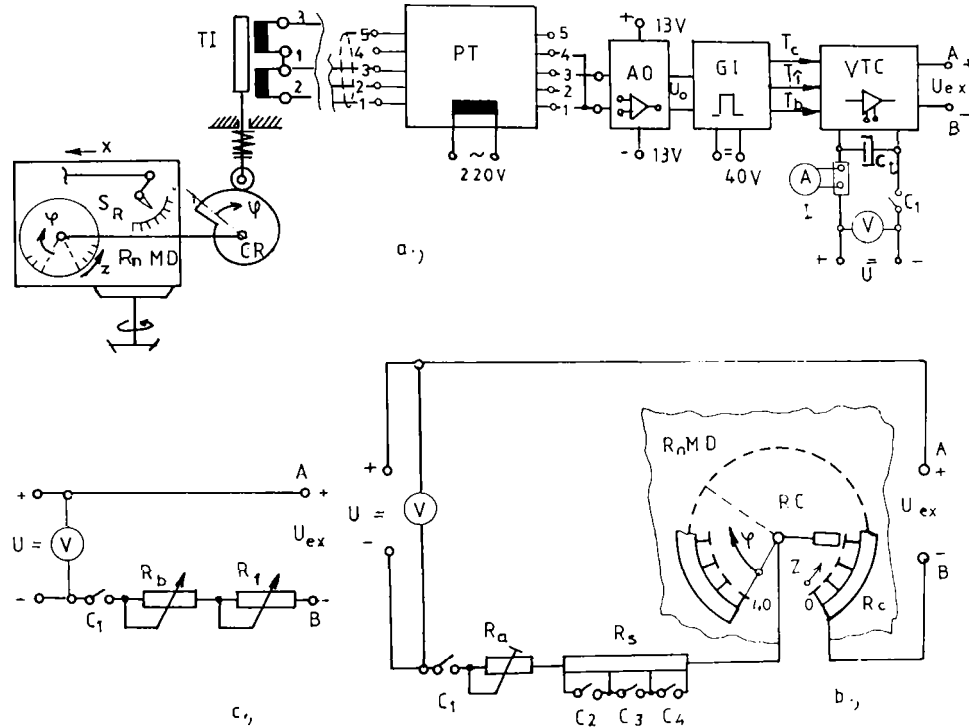


Fig.4-6 Schema de principiu a sistemului de reglare a generatorului: a – cu regulator automat fără contact; b – cu regulator automat reostatic; c – manuală.

4.2.3. Adaptarea regulatorului Sulzer pe motorul MB 836 Bb.

Motorul MB 836 Bb având un regulator mecanic direct și proporțional, care nu corespunde scopului urmărit, a fost necesară înlocuirea acestuia cu un regulator care asigură reglarea automată a grupului MDG la croarea de turație și de injecție, cum este regulatorul tip Sulzer /T11,***2/.

Pentru antrenarea regulatorului, cu turația nominală de $n_k \approx 1315$ rot/min. s-a folosit arborele de antrenare a tahometrului suplimentar, cu turația nominală egală cu a motorului diesel, deci cu $n_n = 1300$ rot/min. Astfel s-a putut utiliza un angrenaj conic cu roți

dițate identice. Schema de montaj, de antrenare și de alimentare a regulatorului s-a reprezentat în figura 4-7.

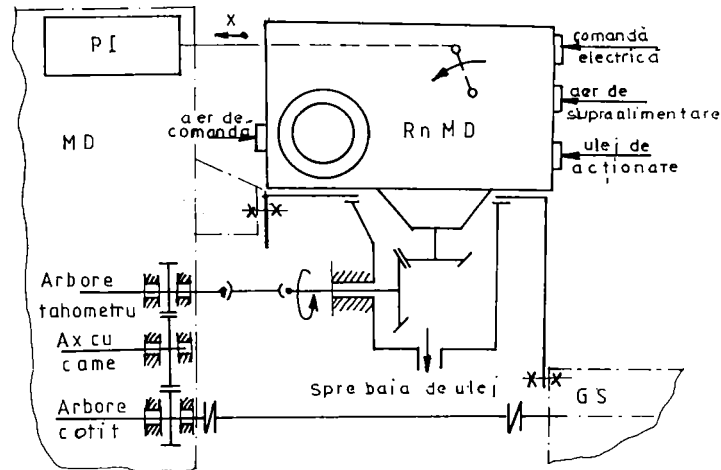


Fig. 4-7 Schema de montaj, acționare și alimentare a regulatorului.

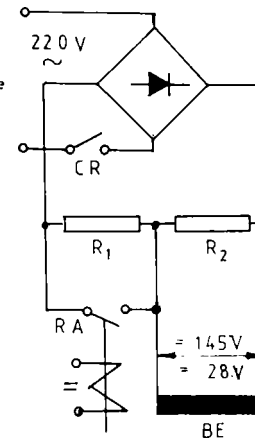


Fig. 4-8 Schema electrică de comandă.

Modul de alimentare a regulatorului cu aer de comandă s-a prezentat deja în figura 4-1. Alimentarea cu ulei cu presiunea necesară de 0,18...0,38 MPa s-a realizat din circuitul de ungere a motorului diesel, cu ajutorul unei supape de limitare a presiunii, dispusă după filtrul de ulei.

Schema sistemului de comandă electrică pentru pornirea alimentării cu ulei și menținerea în funcțiune a regulatorului este reprezentată în figura 4-8. Această instalație alimentează bobina BE a electromagnetului cu 145 V pentru deschiderea și cu 28 V pentru menținerea în stare deschisă a ventilului de alimentare cu ulei a regulatorului. La pornire, simultan cu alimentarea demarorului se alimentează și releul de acționare RA, care scurtcircuitază rezistența adițională R_1 și alimentează bobina BE prin redresor la tensiunea continuă de 145 V, asigurând învingerea forțelor de frecare și deschiderea ventilului de ulei. După oprirea demarorului contactele releului se deschid și tensiunea de alimentare a bobinei scade la 28 V, suficientă pentru menținerea ventilului în poziția deschisă. Oprirea motorului se realizează prin comutatorul de regim CR.

Pentru a transmite acțiunea regulatorului RnMD până la pompa de injecție s-a conceput un mecanism spațial, format din două mecanisme plane și un arbore de transmisie, care acționează asupra cremalierii printr-o bară cu element elastic și o placă de legătură /T11/.

Regulatorul Sulzer montat pe grupul MDG de pe stand, împreună cu regulatorul de câmp rezistiv, respectiv cu traductorul inductiv și cama de acționare a acestuia se prezintă în ansamblu în figura 4-9a, iar în figura 4-9b se vede în detaliu partea care asigură reglarea excitației excitatricei. În figura 4-9c în partea de jos se vede instalația electrică de comandă a regulatorului, cu schema prezentată în figura 4-8.

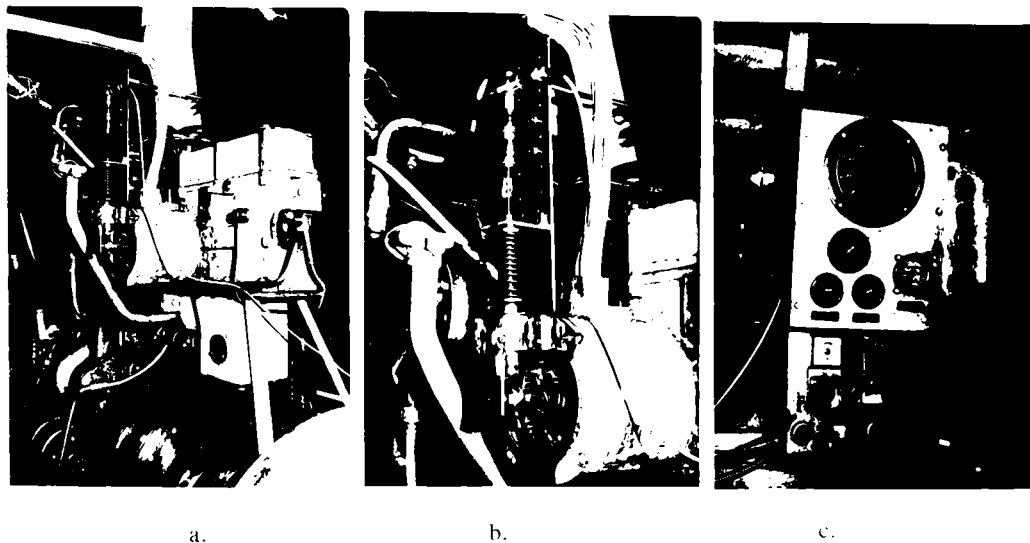


Fig. 4-9 Vedere asupra regulatorului Sulzer montat pe stand: a., b. – regulatorul mecanic și de câmp; c – instalația electrică de comandă.

Reostatul regulatorului de câmp instalat pe stand se prezintă în figura 4-10, iar modul de acționare a cremalierii prin bara cu element elastic și placa de legătură se prezintă în figura 4-11.

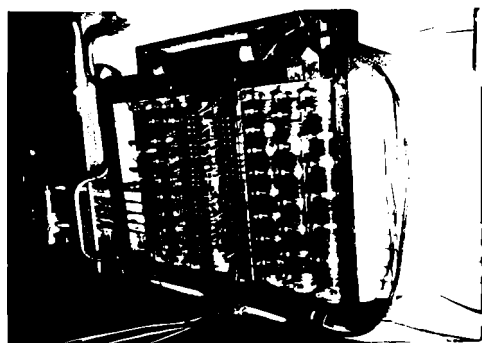


Fig. 4-10 Reostatul regulatorului de câmp.



Fig. 4-11 Acționarea cremalierii PI.

4.3. Măsurarea parametrilor funcționali.

4.3.1. Metode și mijloace de măsurare.

Funcționarea în comun a întregii instalații de pe stand s-a studiat în primul rând în regim staționar, la diferite valori ale turației motorului diesel, respectiv la diferite poziții ale cremalierii pompei de injecție, sau ale controlerului de comandă. La aceste măsurători s-au utilizat aparate analogice pentru determinarea valorilor parametrilor funcționali.

În cazul regimurilor tranzitorii, produse de perturbații discrete reproductibile (modificarea poziției Z_c a controlerului de comandă, modificarea rezistenței R_r sau a curentului de excitație I_{ef} a generatoarelor de frânare), mărimile funcționale ale grupului motor diesel-generator - redresor - sistem de reglare s-au înregistrat printr-un oscilograf cu bucle, atât în regimul stabilizat dinaintea apariției perturbației, cât și în timpul procesului tranzitoriu propriu-zis, până la apariția unui nou regim stabilizat. În paralel cu oscilograficerea, în regimurile stabilizate s-au citit și indicațiile aparatelor de măsură. Astfel a existat în permanență un control asupra corectitudinii citirii și a înregistrării mărimilor măsurate.

Parametrii funcționali măsurați în regim staționar, ce caracterizează funcționarea instalației energetice și de reglare sunt:

- turația motorului diesel (n);
- cursa cremalierii pompei de injecție (x);
- momentul efectiv al motorului diesel (M_e);
- curentul, tensiunea și puterea pe fază a generatorului sincron (I_f , U_f , P_f);
- curentul și tensiunea redresată (I_r , U_r);
- curentul și tensiunea de excitație a generatorului sincron (I_e , U_e);
- curentul și tensiunea de excitație a excitatricei (I_{ex} , U_{ex});
- curentul de excitație și de sarcină a generatoarelor de frânare (I_{ef} , I_f);
- tensiunea de alimentare a sistemului de reglare a excitației excitatricei (U).

În timpul încercărilor s-au mai măsurat :

- unghiul de rotație a servomotorului regulatorului de câmp (φ);
- tensiunea de comandă a generatorului de impulsuri (U_i);
- presiunea aerului de comandă a RnMD (p_c);
- presiunea barometrică, temperatura și umiditatea mediului (p_b , t_a , φ_a);
- consumul de combustibil și timpul (m_c , t);
- temperatura uleiului de ungere (t_u);
- temperatura apei de răcire (t_{apa});
- presiunea uleiului de comandă a RnMD (p_{uc});
- presiunea de supraalimentare (p_s);
- turația motoarelor electrice de tracțiune (n_m).

În regimurile staționare s-au mai notat:

- poziția controlerului de comandă (z_c);
- poziția perici regulatorului de câmp (z);
- poziția indicatorului de injecție a RnMD (S_R);
- poziția organelor de comandă a rezistenței de frânare și a curentului de excitație a generatoarelor de frânare.

4.3.2. Măsurarea turației motorului diesel.

Motorul diesel posedă un tahometru propriu tip Dr.E Horn GMBH, cu amortizarea vibrației acului indicator și o histereză de $\approx 10 \dots 15$ rot/min, care permite măsurarea turației în intervalul $0 \dots 1600$ rot/min, cu valoarea diviziunii de 20 rot/min. Acest aparat este util la comanda și la urmărirea menținerii turației.

Măsurarea mai exactă a turației s-a efectuat cu ajutorul tahogeneratorului TG tip REo 444 cu constanta $C = 0,06$ V/rot/min (v.fig.4-1 și 4-5) de curent continuu, cu magneți permanenți, antrenat de către excitatricea Ex. Tensiunea produsă se măsoară cu un voltmetru magnetoelectric tip METRA ML20, având clasa de precizie 0,2. Ansamblul tahogenerator - voltmetru (cu $C_v = 1$ V/div) s-a etalonat cu ajutorul unui sistem format din traductor optic cu fotodiodă și numărător universal. Curba de etalonare este reprezentată în figura 4-12.

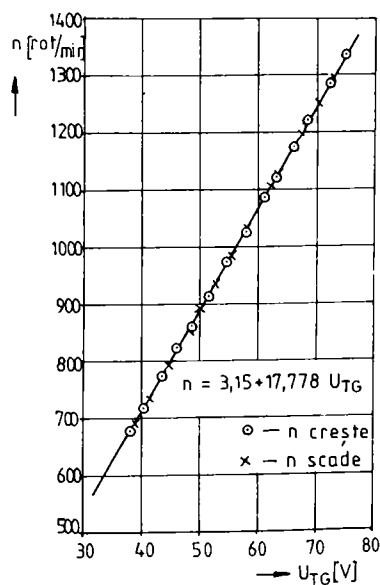


Fig.4-12 Curba de etalonare pentru măsurarea turației motorului diesel.

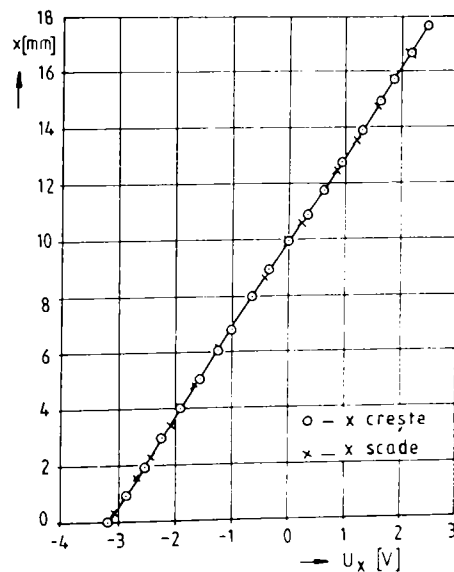


Fig. 4-13 Curba de etalonare pentru măsurarea cursei cremalierii pompei de injecție.

Deoarece această curbă este practic liniară, s-a determinat și o ecuație de regresie de forma $n = 3,15 + 17,778 U_{TG}$ [rot/min], cu coeficientul de corelație $r = 0,99994$.

4.3.3. Măsurarea cursei cremalierii pompei de injecție.

Deplasarea poziției cremalierii pompei de injecție față de poziția extremă de $q = 0$, deci cursa cremalierii notată cu x , s-a măsurat cu ajutorul unui traductor inductiv, printr-un canal al punții tensometrice tip RFT. Aparatul de măsură utilizat, legat la ieșirea de tensiune este tip MAVO 35. Etalonarea s-a efectuat cu ajutorul unui micrometru montat în paralel cu traductorul. Curba de etalonare este reprezentată în figura 4-13.

4.3.4. Măsurarea momentului motor.

În acest scop s-a utilizat sistemul de măsurare, transmitere fără contact și demodulare tip Philips, la care se atașază sistemul de măsurare și de înregistrare. Schema de principiu a sistemului este reprezentată în figura 4-14.

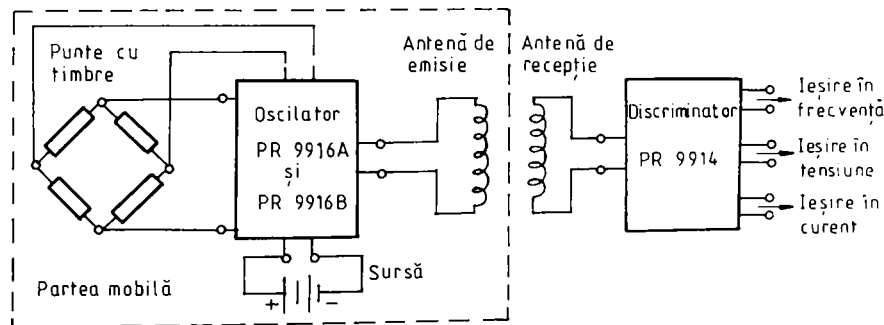


Fig. 4-14 Schema de principiu a sistemului de măsurare a momentului motor.

Partea mobilă, montată pe arborele generatorului sincron, cuprinde timbrele tensometrice legate în punte, sursa de alimentare (baterii, 9V), oscilatoarele de alimentare a punții și de emisie a semnalului modulat în funcție de tensiunea de ieșire a punții, respectiv antena de emisie. Partea fixă cuprinde antena de recepție și un discriminator care demodulează și filtrează semnalul captat, apoi îl transformă în trei tipuri de mărimi de ieșire: frecvență, tensiune și curent. Semnalul transmis prin antenă fiind de fapt o frecvență care se abate față de frecvența centrală de 6750 Hz (la $M_c = 0$) în funcție de deformația relativă a timbrilor, rezultatele măsurării nu sunt afectate de abaterile lanțului de transmisie.



Fig. 4-15 Partea mobilă a sistemului de măsurare a momentului motor.

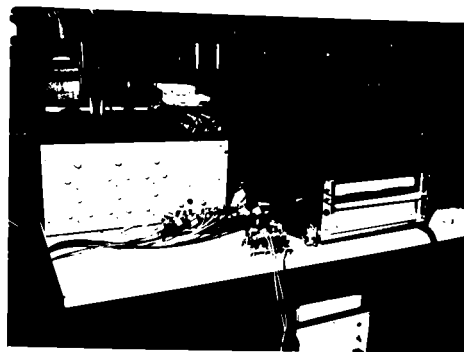


Fig. 4-16 Aparatele pentru măsurarea și înregistrarea momentului motor.

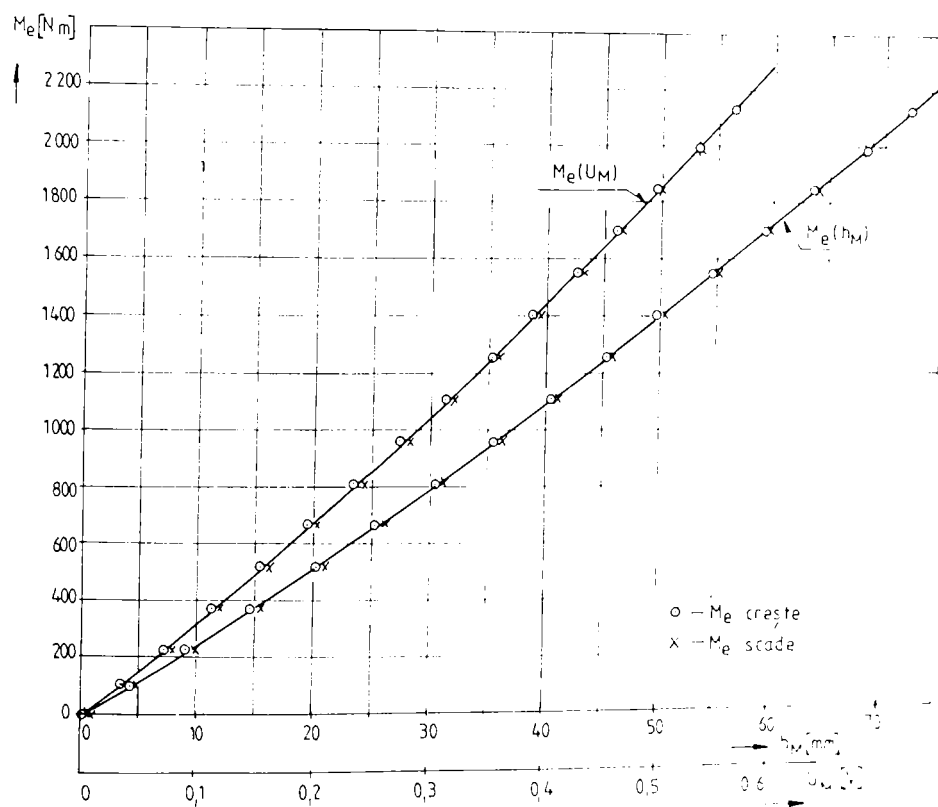


Fig. 4-17 Curbe de etalonare pentru momentului motor.

Toată partea mobilă și antena de recepție sunt prezentate în fotografia din figura 4-15, iar discriminatorul, aparatele de măsură și de înregistrare în figura 4-16, unde se vede și puntea tensometrică cu trei canale tip RFT-UM 131.

Etalonarea sistemului s-a făcut direct, cu greutatea pusă pe un taler așezat la capătul unui braț fixat pe semicuplajul de la capătul arborelui pe care sunt dispuse timbrele tensometrice. Curba de etalonare s-a ridicat în condiții asemănătoare cu cele din timpul încercărilor, deci cu aparatul de măsură a tensiunii (Multimeter-UM-11 cu $C_v = 0,01 \text{ V/div.}$) și cu oscilografal în funcțiune. În figura 4-17 s-a reprezentat momentul efectiv atât în funcție de tensiunea de ieșire a discriminatorului (U_M), cât și în funcție de devierea spotului, măsurată pe banda oscilografului (h_M).

4.3.5. Măsurarea parametrilor pe fază ai generatorului sincron.

Generatorul sincron GSA-250 are înfășurarea statorică simetrică, legată în stea. Valoarea efectivă a tensiunii și a curentului s-a măsurat pe fiecare fază, dar puterea numai pe o fază.

Pentru măsurarea tensiunii s-au utilizat aparate tip MAVO 35 legate direct, iar pentru curenți s-au montat transformatoare de curent tip HL55 clasa 0,2, având la ieșire $I_{max} = 5 \text{ A}$ și s-au utilizat tot aparate tip MAVO 35.

Puterea pe fază s-a măsurat cu un wattmetru tip ETA-PDI clasa 0,2, la care tensiunea pe fază s-a aplicat direct ($U_{fmax} = 600 \text{ V}$), iar bobina de curent s-a alimentat tot printr-un transformator de curent. Ansamblul acestor aparate se prezintă în figura 4-18.

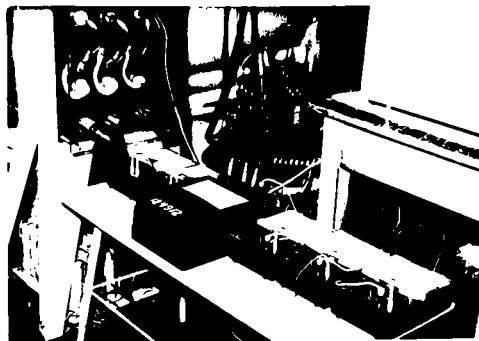


Fig. 4-18 Aparate pentru măsurarea parametrilor de fază ai GS.

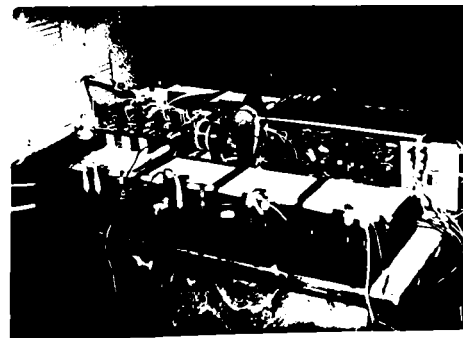


Fig. 4-19 Generatorul de impulsuri, VTC și voltmetrele aferente.

4.3.6. Măsurarea parametrilor în curent continuu.

Pentru măsurarea exactă a tensiunilor în majoritatea cazurilor s-au utilizat aparate tip METRA ML20 sau tip AEM C4 clasa 0,2, iar în rest aparate tip MAVO 35. În vederea măsurării tensiunii redresate, ce poate atinge și valoarea de $U_{\max} = 1500$ V, s-au legat în serie două aparate identice.

La măsurarea intensităților mari de curent s-au utilizat șunturi clasa 0,1 și aparate tip METRA ML20, iar curenții mai mici de 15 A s-au măsurat direct cu aparate de același tip.

În figura 4-19 se vede generatorul de impulsuri, VTC și aparatele ce măsoară tensiuni la aceste dispozitive.

4.3.7. Înregistrarea parametrilor cu ajutorul oscilografului.

În timpul proceselor tranzitorii, declanșate de diferite tipuri de perturbații aplicate motorului diesel și transmisiei electrice, elementele instalației studiate nu răspund în mod identic. Aceste răspunsuri diferă ca tip, fază, intensitate și mod de amortizare. Pentru urmărirea variației în timp a principalilor parametri funcționali, de la momentul producerii perturbației și până la apariția unui nou regim stabilizat, este necesară înregistrarea simultană a variației acestora.

În acest scop s-a utilizat oscilografii tip ABEM - 5681 cu bucle, având 15 canale, înregistrarea efectuându-se cu ajutorul spotului provenit de la o lampă cu vapori de mercur, pe o bandă de hârtie cu dezvoltare directă. S-au înregistrat 11 parametri funcționali dintre cei definiți la punctul 4.3.1 și anume: n , x , M_c , I_r , U_r , I_c , U_c , I_{cx} , U , φ și U_f .

Parametrii caracteristici ai galvanometrelor utilizate sunt trecute în tabelul 4-1. Tipul galvanometrelor utilizate s-a ales după frecvența de variație a parametrului înregistrat.

Tabelul 4-1.

Cod	Frecvență proprie Hz	Frecvența răspunsului Hz	Sensibilitate mm/mA	R_b (bucă) Ω	R_p (amortizare) Ω	I_{\max} mA	Cod culori
5531920	200	120	700	80	220	10	r r a a
5531930	300	180	350	100	220	15	a a r a
5541910	1000	600	15	38	-	50	a a a n

Curentul admisibil al galvanometrelor fiind limitat, a fost necesară utilizarea unor adaptoare proprii pentru fiecare mărime înregistrată. În cazul mărimilor n , M_c , I_r , U_r , I_c și U_c , cu variații proprii de frecvență cu mult mai mare decât fenomenul studiat, pentru a asigura o calitate acceptabilă a semnalului înregistrat, în aceste adaptoare s-au prevăzut

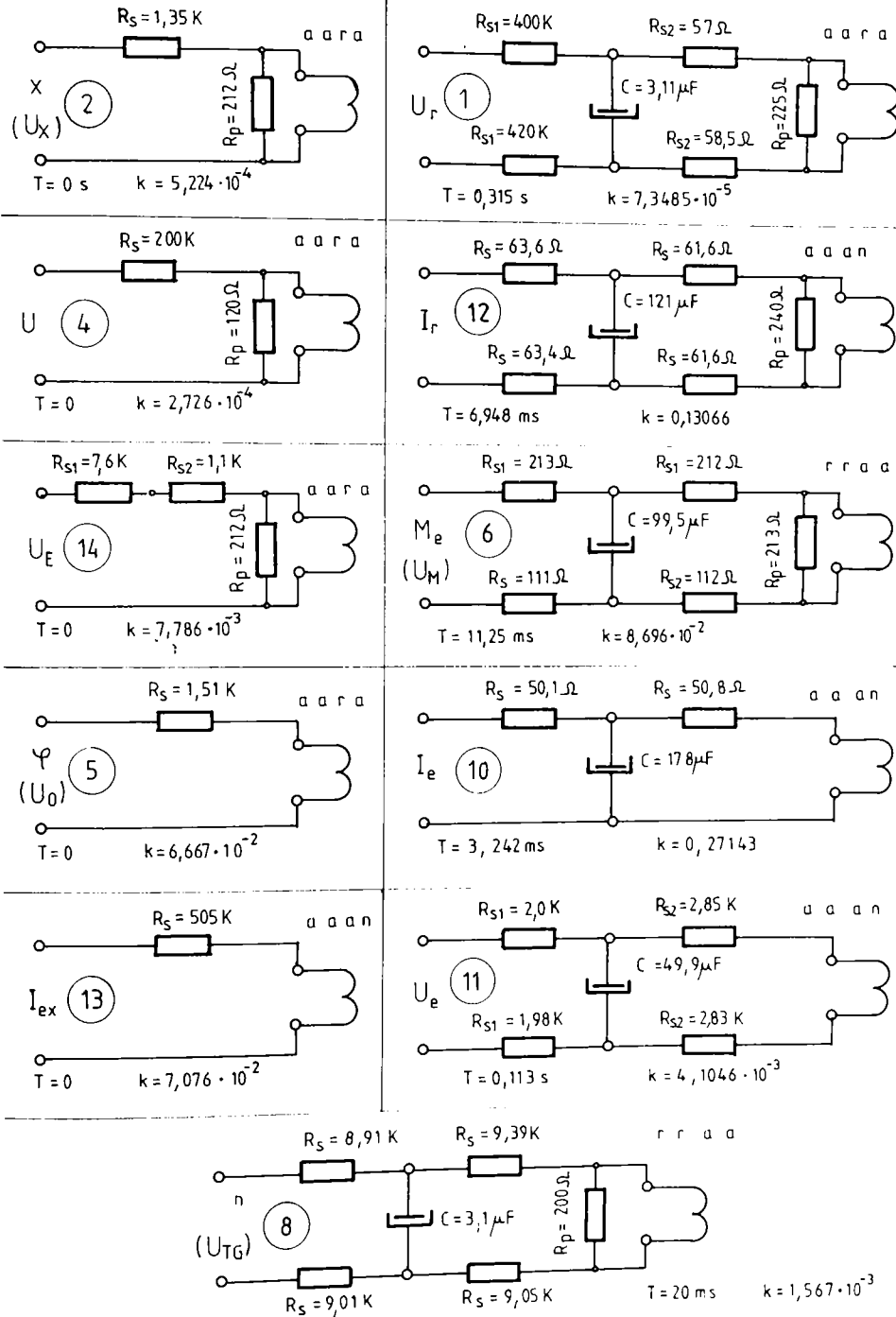


Fig. 4-20 Schemele și parametrii funcționali ai adaptoarelor.

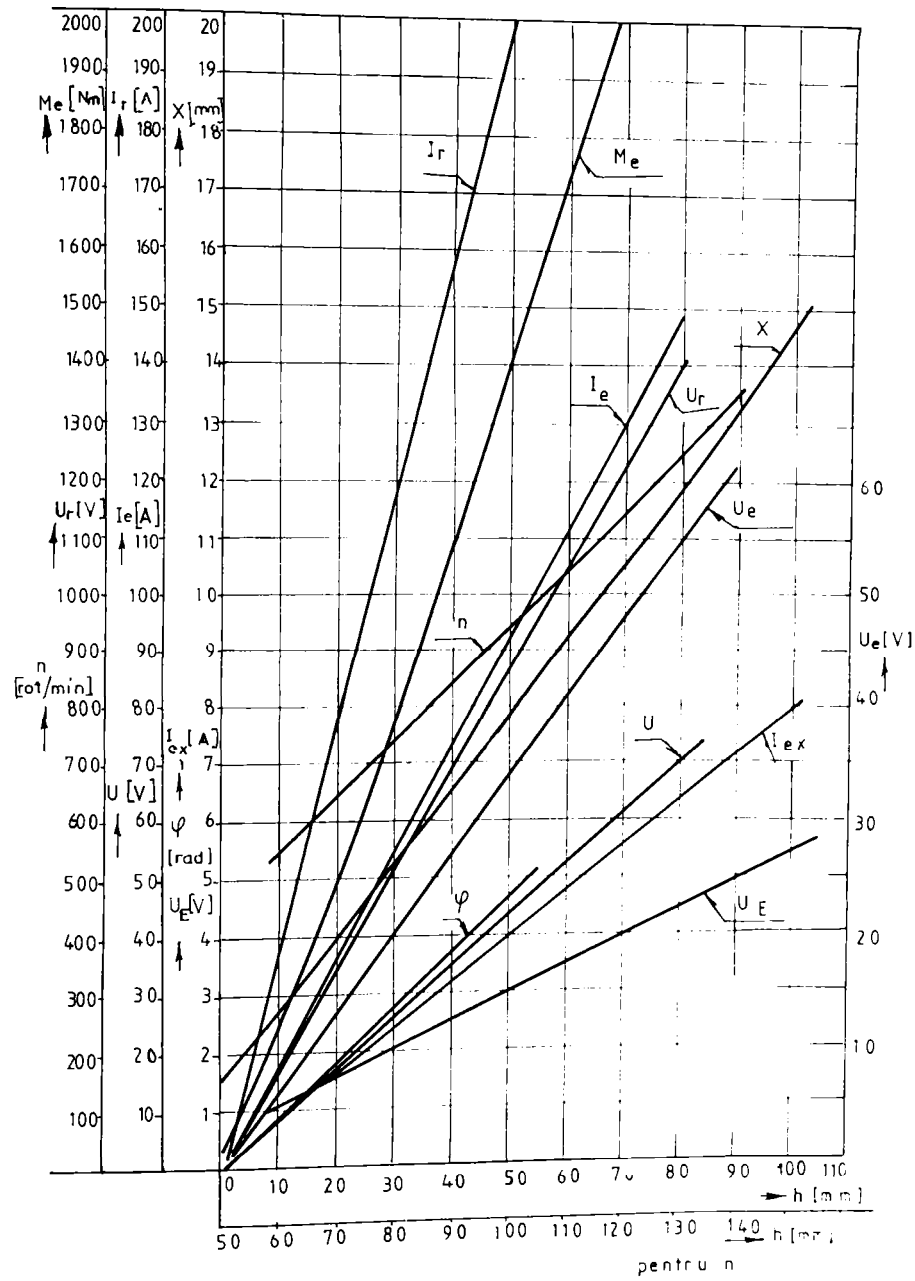


Fig. 4-21 Curbele de etalonare ale spoturilor oscilografului.

și condensatoare de filtrare. Valorile capacităților s-au ales în așa fel ca semnalul înregistrat să nu fie atenuat sau întârziat față de cel real.

Tensiunile U_{Tc} , U_r , U_e , U , și U_i s-au aplicat direct la bornele adaptoarelor. Cursa cremalierii x s-a înregistrat prin tensiunea U_x de ieșire din puntea tensometrică, unghiul de rotire φ prin tensiunea U_o de ieșire din amplificatorul operațional (v.fig.4-6a), iar momentul M_e prin tensiunea U_M de ieșire a discriminatorului. În cazul curentului I_{ex} s-a utilizat căderea de tensiune produsă pe rezistența neinductivă R , iar pentru ceilalți curenți căderea de tensiune de pe șunturile aparatelor de măsură (v.fig.4-5).

Schemele adaptoarelor, cu indicarea valorilor rezistențelor suplimentare, a rezistenței în paralel cu bucla și a capacităților sunt reprezentate în figura 4-20, unde se indică atât constanta de timp T și coeficientul de transfer k pentru fiecare adaptor, cât și numărul de ordine a canalului oscilografului cu care s-a înregistrat (în cerc). Oscilografurile se vede în figura 4-16.

Curbele de etalonare pentru citirea înregistrărilor pe banda oscilografului (a spoturilor) sunt reprezentate pe figura 4-21, Cu excepția $M_e(h)$ și $x(h)$ acestea sunt de fapt drepte.

4.4. Ridicarea caracteristicilor în regim stabilizat.

4.4.1 Metodologia de încercare a motorului diesel.

Economicitatea funcționării motorului diesel în diferite regimuri de exploatare rezultă cel mai bine din caracteristicile complexe. Aproximarea caracteristicii de comandă a puterii față de cea a puterii optime înseamnă de fapt optimizarea exploatarea motorului.

În vederea construirii caracteristicii puterii optime și a consumului specific efectiv optim, după metodologia prezentată la punctul 1.1.3.2, s-au ridicat pe stand caracteristica de sarcină la turația nominală și caracteristicile de turație ale motorului MB 836 Bb la sarcina nominală și la șapte sarcini parțiale, în domeniul de turații $n \in [700; 1300]$ rot/min. Având blocată cremaliera pompei de injecție, turațiile dorite s-au realizat prin reglarea excitației excitatricei și a sarcinii generatorului sincron. După stabilizarea regimului de funcționare, de fiecare dată s-au efectuat câte cinci citiri sincronizate ale aparatelor de măsură pentru parametrii funcționali, inclusiv pentru consumul de combustibil și pentru timpul de încălzire.

4.4.2. Calculul puterii în condițiile de încălzire.

Ținând seama de mărimile funcționale măsurate, pentru calculul puterii efective a motorului diesel s-au utilizat trei metode, utilizând valorile măsurate ale:

a. - momentului efectiv M_e și ale turației n :

- b. - puterii active pe fază P_{fi} a generatorului sincron;
 c. - tensiunii redresate U_r și ale curentului redresat I_r .

După metoda a., cu valorile măsurate ale tensiunii de ieșire U_M a discriminatorului și diagrama de etalonare din figura 4-17, s-a determinat momentul efectiv M_c , respectiv cu valorile măsurate ale tensiunii U_{TC} a tahogeneratorului și diagrama de etalonare din figura 4-12 a rezultat și turația n a motorului diesel. Puterea efectivă s-a calculat cu relația:

$$P_e = \frac{\pi}{30} M_c n \quad [\text{W}] . \quad (4.1)$$

În cazul utilizării metodelor b. și c. s-au luat în considerare atât puterea utilă a excitatricei, cât și pierderile mecanice, magnetice și ohmice ale generatorului sincron și al excitatricei.

Puterea utilă a excitatricei este:

$$P_{ex} = U_c I_c \quad [\text{W}] . \quad (4.2)$$

Pentru generatorul sincron GSA-250 și excitatricea acestuia se cunosc pierderile mecanice și în fier la regimul nominal, la $n_{gn} = 1500$ rot/min, respectiv rezistențele ohmice și căderea de tensiune la perii.

Astfel avem:

- pierderile mecanice: $P_{mgn} = 4000$ W și $P_{mexn} = 450$ W;

- pierderile în fier: $P_{fegn} = 4440$ W la $U_{fn} = 635,5$ V

$P_{fexn} = 370$ W la $U_{cn} = 55$ V;

- pierderile suplimentare: $P_{sgn} = 1250$ W la $I_{fn} = 131,5$ A

$P_{sexn} = 108$ W la $I_{cn} = 132$ A;

- rezistența pe fază a generatorului sincron la $\theta = 75^\circ\text{C}$ este de $R_{p75} = 0,0575$ Ω , iar rezistența circuitului rotoric al excitatricei de $R_{ex75} = 0,052$ Ω ;

- căderea de tensiune totală la perii excitatricei de $\Delta U = 3$ V.

Pentru determinarea relațiilor de calcul a pierderilor în regimul de funcționare s-a ținut seama de metodologia de calcul prezentată în /G1/ și /G2/.

Relațiile au fost transformate, pentru a putea utiliza parametri nominali de mai sus și mărimile funcționale măsurate. Astfel s-au obținut următoarele relații utilizabile pentru calculul pierderilor:

- pierderile mecanice:

$$P_m = P_{mgn} \left(\frac{n}{n_{gn}} \right)^2 \quad [\text{W}]; \quad (4.3)$$

- pierderile magnetice ale generatorului sincron și ale excitatricei:

$$P_{fgr} = P_{fegn} \left(\frac{n_{gn}}{n} \right)^{0,7} \left(\frac{U_r}{U_{fn}} \right)^2 \quad [\text{W}]. \quad (4.4)$$

$$P_{fex} = P_{fexn} \left(\frac{n_{gn}}{n} \right)^{0,2} \left(\frac{U_c}{U_{cn}} \right)^2 \quad [\text{W}]; \quad (4.5)$$

- pierderile suplimentare ale generatorului sincron și ale excitatricei:

$$P_{sg} = P_{sgn} \frac{I_f}{I_{fn}} \quad [\text{W}], \quad (4.6)$$

$$P_{sex} = P_{sexn} \frac{I_c}{I_{cn}} \quad [\text{W}]; \quad (4.7)$$

- pierderile ohmice (în cupru) ale generatorului sincron și ale excitatricei:

$$P_{Cug} = 3 R_{f75} I_f^2 \quad [\text{W}], \quad (4.8)$$

$$P_{Cuec} = R_{rex75} I_c^2 \quad [\text{W}]; \quad (4.9)$$

- pierderile la periile excitatricei:

$$P_{pex} = \Delta U I_e \quad [\text{W}]. \quad (4.10)$$

Astfel, pierderile totale ale generatorului sunt:

$$P_g = P_{ng} + P_{feg} + P_{sg} + P_{Cug} \quad [\text{W}], \quad (4.11)$$

iar ale excitatricei:

$$P_{ex} = P_{mex} + P_{fecx} + P_{sex} + P_{Cuec} + P_{pex} \quad [\text{W}]. \quad (4.12)$$

Utilizând relațiile (4.2) ... (4.11), puterea efectivă rezultă după:

$$\text{- metoda b. :} \quad P_c = 3 P_{f1} + P_{ex} + P_g + P_{ex} \quad [\text{W}], \quad (4.13)$$

$$\text{- metoda c. :} \quad P_e = \frac{U_r I_r}{\eta_r} + P_{ex} + P_g + P_{ex} \quad [\text{W}], \quad (4.14)$$

unde η_r este randamentul redresorului și rezultă din caracteristica trasată în figura 4-22. determinată prin măsurarea simultană a puterii active pe fază și a puterii de ieșire din redresor. După numeroase măsurători efectuate rezultă că valoarea nominală a curentului mediu redresat este de $I_m = 1,33 I_{in} = 175 \text{ A}$.

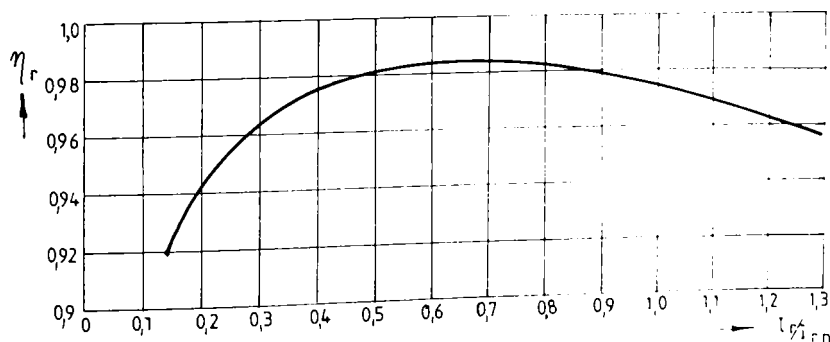


Fig. 4-22 Caracteristica randamentului redresorului.

Se remarcă faptul, că rezultatele obținute cu cele trei metode conduc la valori apropiate ale puterii efective, diferențele fiind în general sub 1 %.

4.4.3. Recalcularea puterii pentru condițiile de referință.

Condițiile de microclimă în care se efectuează încercarea motorului diesel influențează valoarea puterii efective și a consumului specific efectiv de combustibil /A3, S4, Z7/. În cazul motoarelor turbosupraalimentate această influență depinde și de factorul a cărui valoare se impune (temperatura gazelor de evacuare, încărcarea termică pe capul pistonului, consumul orar de combustibil, etc.) /A3/.

Pentru a permite compararea parametrilor mășurați în diferite condiții de microclimă, aceștia se corectează, determinând valorile corespunzătoare unor condiții de referință. Drept condiții de referință s-au utilizat cele prescise în fișa UIC 623 OR cu presiunea barometrică $p_{br} = 736$ torr, temperatura aerului $t_r = 20^\circ\text{C}$, iar umiditatea relativă a aerului de $\phi_r = 70$ %.

La alegerea felului corecției s-a ținut seama de faptul, că în timpul încercărilor efectuate pentru ridicarea caracteristicilor motorului cremaliera pompei de injecție s-a menținut blocată într-o anumită poziție, respectiv de faptul că în timpul funcționării normale în regim stabilizat, sistemul de reglare automată a grupului MDG menține constantă atât turația, cât și cantitatea de combustibil injectat pe ciclu (adică poziția cremalierii pompei de injecție). Astfel consumul orar de combustibil s-a corectat în ipoteza că poziția cremalierii rămâne neschimbată, iar puterea efectivă în ipoteza că rămâne constant consumul orar de combustibil.

La corecția consumului orar de combustibil s-a luat în considerare numai variația densității cu temperatura combustibilului (t_c), deci coeficientul de corecție este:

$$k_c = \frac{C_{hc}}{C_h} = \frac{\rho_c}{\rho} = \frac{1}{1 - \gamma(t_c - t_r)} \quad (4.15)$$

unde $\gamma = 868 \cdot 10^{-6} K^{-1}$ este coeficientul de dilatare în volum a motorinei.

Consumul orar de combustibil corectat rezultă deci:

$$C_{hc} = k_c C_h \quad (4.16)$$

Coeficientul de corecție a puterii pentru motorul turbosupraalimentat, fără răciria aerului, în ipoteza $C_h = \text{constant}$, s-a admis după /A3/ :

$$k_p = \frac{1 + d_s \left(\frac{p_r}{p} \right)^x \left(\frac{T_r}{T} \right)^m}{1 + d_s} \left[\frac{1}{\eta_{mr}} - \left(\frac{1}{\eta_{mr}} - 1 \right) \left(\frac{p}{p_r} \right)^y \left(\frac{T_r}{T} \right)^m \right] \quad (4.17)$$

unde:

- $p_r = p_b - p_{vt}$ este presiunea aerului uscat în condiții de referință, care cu presiunea

- parțială a vaporilor de apă la temperatura t_r și umiditatea relativă φ_r de $p_{vr} = 11$ torr rezultă de $p_r = 725$ torr;
- $T_r = 273 + t_r = 293$ K - temperatura absolută de referință;
 - $x = 0,15$ și $m = 0,5$ - valori recomandate /A3/;
 - p, T - parametrii corespunzători în condițiile de încercare;
 - $\eta_{mr} = 0,85$ - randamentul mecanic al motorului diesel în condițiile de referință;
 - d_s [kg combustibil / kg aer] - dozajul.

Puterea efectivă corectată va fi deci:

$$P_{ec} = k_c k_p P_e . \quad (4.18)$$

Cu valorile corectate s-au trasat caracteristicile de turație $P_{ec}(n)$ din figura 4-23a și $C_{ue}(n)$ din figura 4-23b la $\kappa = \text{constant}$, pe baza cărora s-a calculat consumul specific efectiv de combustibil și s-au trasat caracteristicile $c_{ec}(n)$ din figura 4-23c.

4.4.4. Ridicarea caracteristicii puterii optime și a consumului specific efectiv optim.

Cunoașterea caracteristicilor de turație ale motorului diesel, pentru diferite valori ale coeficientului de sarcină, permite ridicarea caracteristicilor complexe respectiv a caracteristicii puterii optime și a consumului specific efectiv optim. Procedând în modul descris la punctul 1.1.3.2. , în figura 4-24 s-au trasat caracteristicile de sarcină $c_{cc}(P_{cc})$ la $n = \text{constant}$, pentru mai multe turații, iar în figura 4-25 s-au construit caracteristicile $P_{cc}(n)$ la $c_{cc} = \text{constant}$, peste care s-au suprapus și caracteristicile de turație $P_{cc}(n)$ la $\kappa = \text{constant}$.

Caracteristica puterii optime $P_{eopt}(n)$, reprezentată tot în figura 4-25 prin linie-punct, s-a trasat ca loc geometric al minimelor și maximelor curbelor $P_{cc}(n)$ la $c_{cc} = \text{constant}$ /P6, T12, Z1, Z3, V1/. Datorită formei mai complicate a caracteristicilor $P_{cc}(n)$ la $c_{cc} = \text{constant}$, caracteristica puterii optime a motorului MB 836 Bb este formată din două părți: prima la puteri mai mici, pe intervalul de turație $n \in [700 : 950]$ rot/min, iar a doua la puteri mai mari, pe intervalul de turație $n \in [800 : 1300]$ rot/min.

Se constată că motorul funcționează cu economicitate optimă la valori mari ale coeficientului de sarcină de $\kappa \in [0,9 : 1,0]$, într-o zonă largă de turație de $n \in [850 : 1300]$ rot/min, deci în apropierea caracteristicii exterioare.

Caracteristica consumului specific optim $c_{eopt}(n)$ are de asemenea două părți, așa cum s-a reprezentat tot cu linie-punct în figura 4-25.

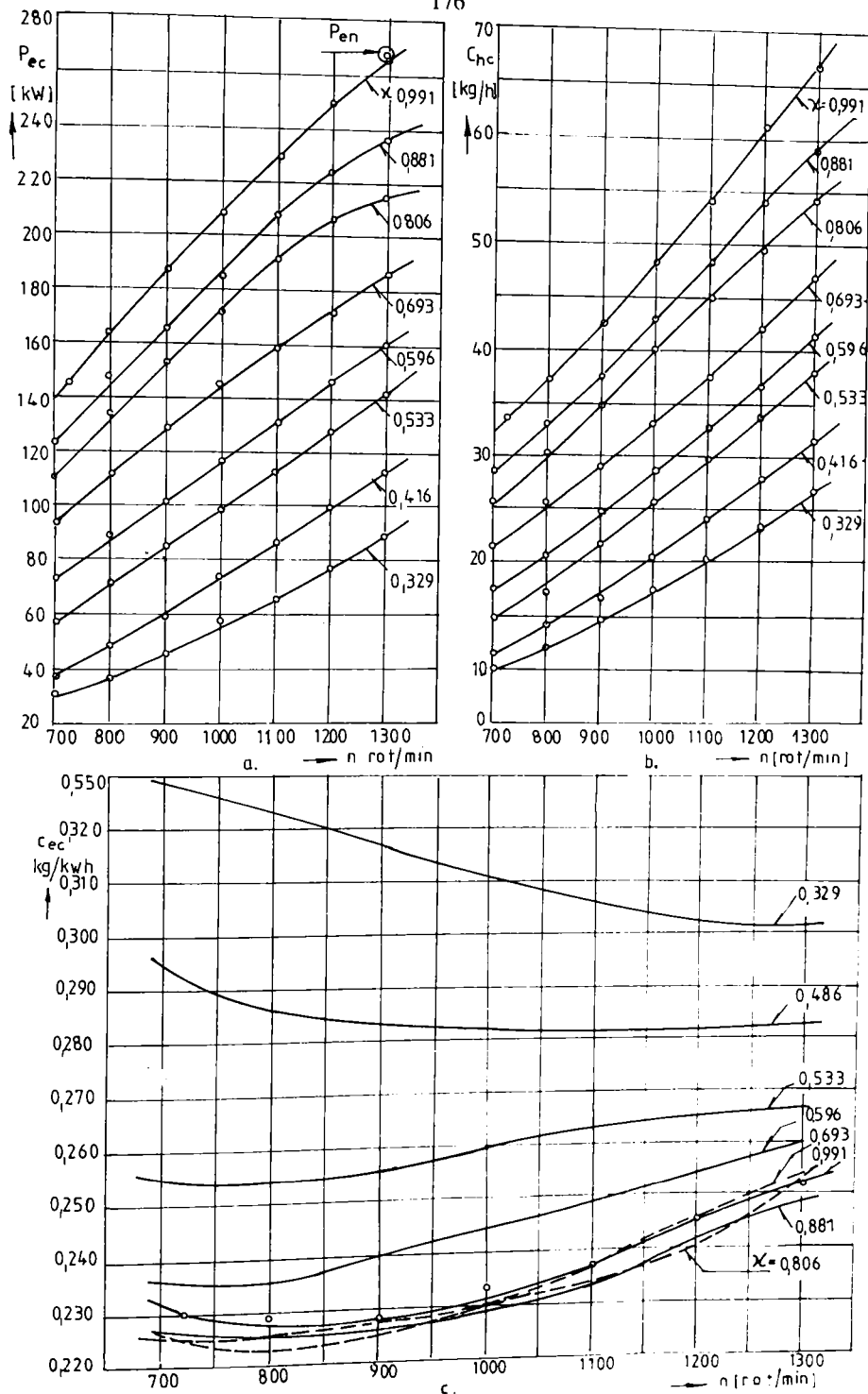


Fig. 4-23 Caracteristicile de turație ale motorului MB 836 Bb.

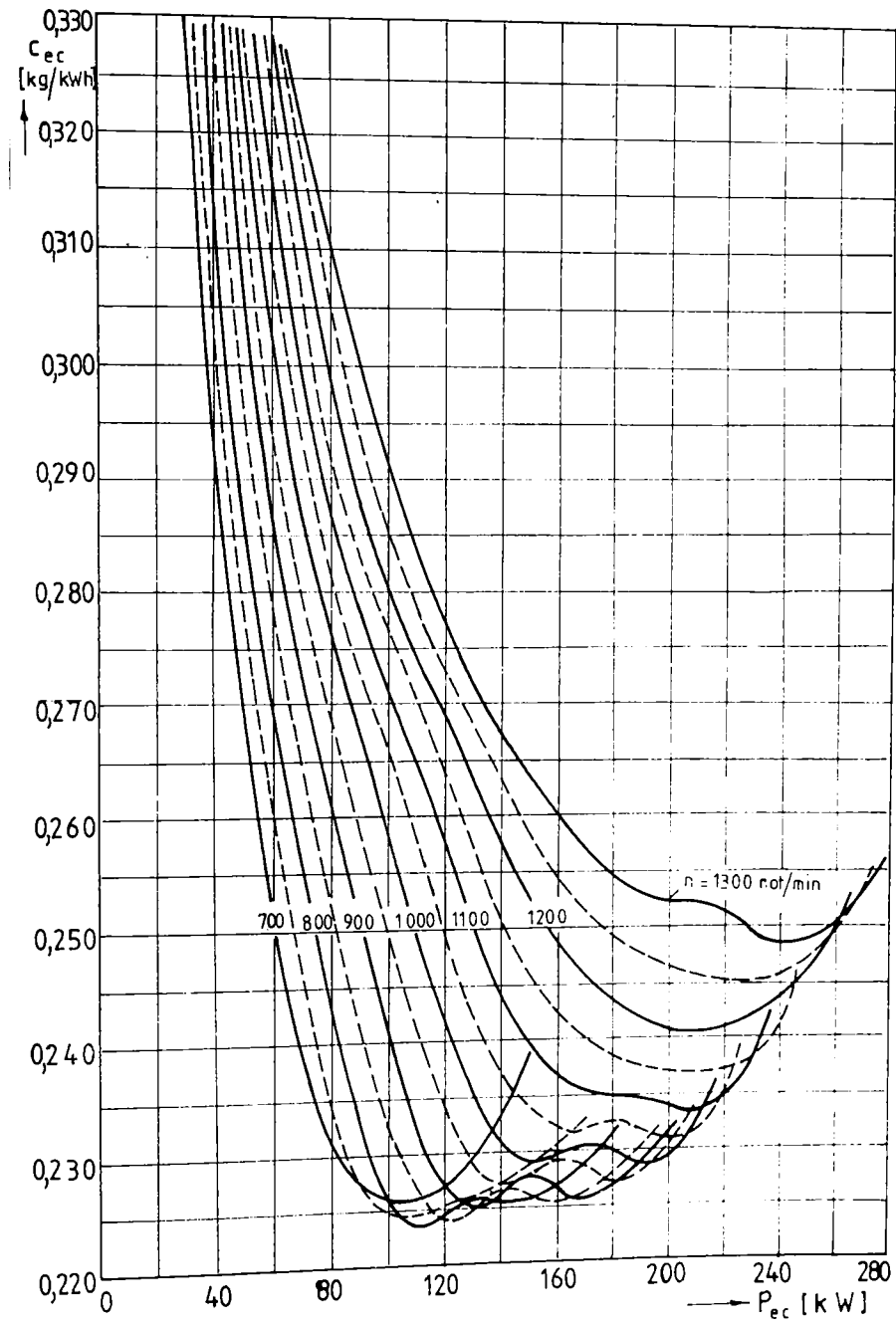


Fig. 4-24 Caracteristicile de sarcină ale motorului MB 836 Bb.

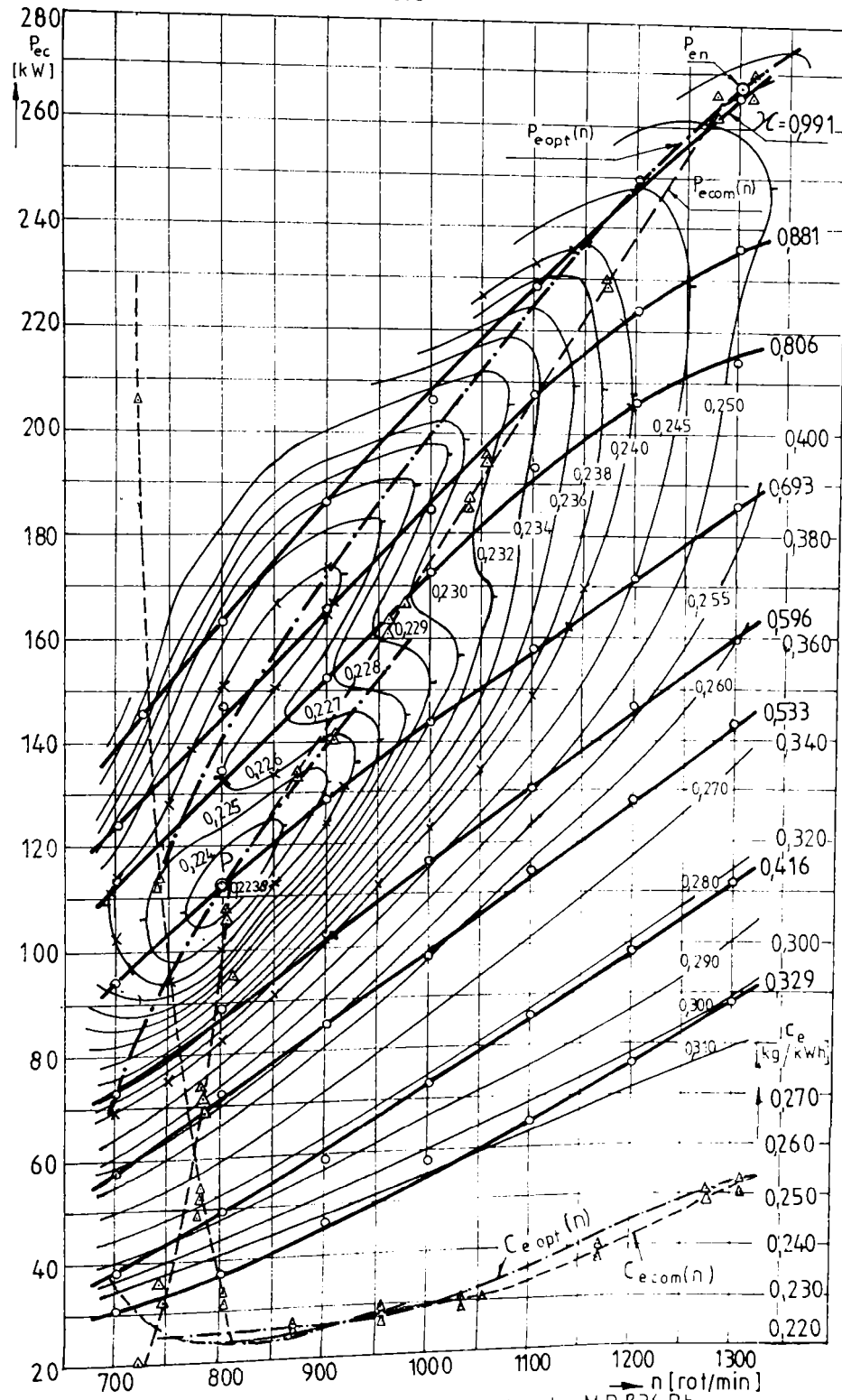


Fig. 4 25 Caracteristicile complexe ale motorului M: D 836 B5

4.4.5. Reglajul regulatorului Sulzer pentru comanda regimurilor cu economicitate optimă.

Una din cerințele cele mai importante ale funcționării în comun a motorului diesel cu transmisia este ca, la orice valoare a turației, motorul să funcționeze cu economicitate optimă la utilizarea completă a puterii disponibile momentane. Pentru îndeplinirea acestei condiții s-a căutat să se realizeze o caracteristică de comandă $P_{ecom}(n)$ cât mai apropiată de $P_{opt}(n)$ obținută pe baza caracteristicilor complexe din figura 4-25.

Deoarece reglajul tip al regulatorului Sulzer, adaptat pe stand, nu a asigurat realizarea scopului urmărit, a devenit necesară modificarea reglajului acestuia. Operația s-a efectuat prin deplasarea bolțurilor pârghiți de putere din figura 4-26a, respectiv prin modificarea grosimii adaosurilor celor trei arcuri ale servomotorului de comandă a turației și injectiei reprezentat în figura 4-26b. Pe aceste figuri s-au păstrat notațiile din desenul regulatorului cu numerotare. Pe figurile 4-26c, d și e se indică codul de influență a modificării poziției bolțurilor, iar în figura 4-26f a modificării grosimii adaosurilor.

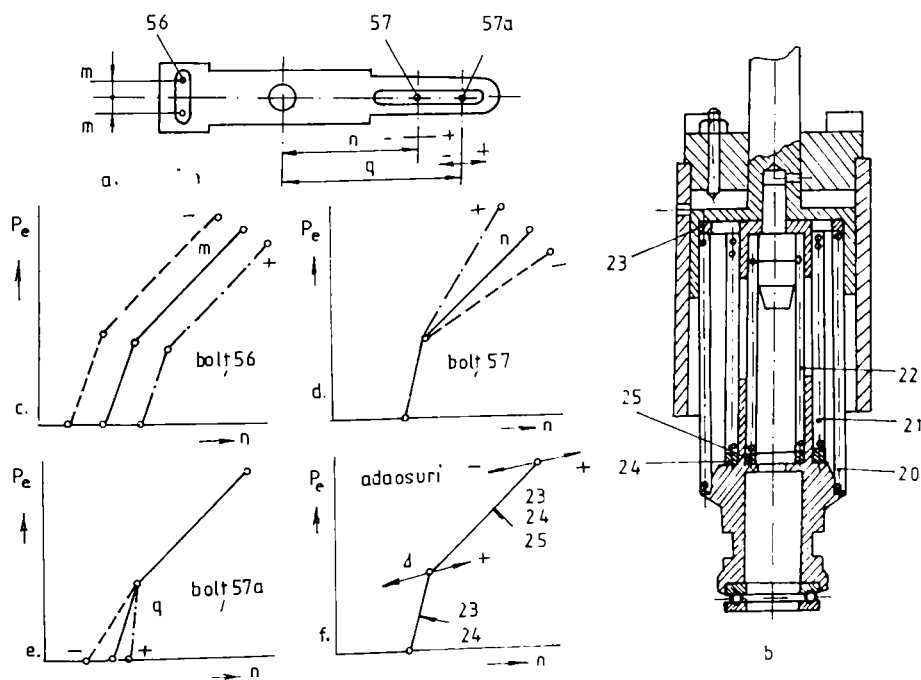


Fig.4-26 Reglajul caracteristicii de comandă a grupului MDG.

Având în vedere forma și duplicitatea caracteristicii puterii optime a motorului utilizat, respectiv posibilitățile de reglaj ale regulatorului adoptat, s-a urmărit realizarea unei

caracteristici de comandă a puterii în așa fel, ca la turații mici puterea să crească puternic cu turația și să atingă polul economic notat cu P în figura 4-25, având coordonatele $n = 810$ rot/min și $P_e = 112$ kW, apoi creșterea să fie mai moderată și să se atingă regimul nominal la $n_n = 1300$ rot/min și $P_{en} = 268$ kW.

În acest scop a fost necesară mărirea pantei caracteristicii la turații mici (+q) și micșorarea la turații mari (-n), respectiv deplasarea spre turații mai mici (-m). Deoarece la atingerea valorii maxime a distanței q nu s-a atins panta necesară, bolțul 57a s-a suplimentat cu un adaos reglabil, a cărui înălțime s-a stabilit la 5,7 mm. Reglarea turațiilor dorite s-a realizat prin modificarea adaosurilor d_{23} , d_{24} și d_{25} .

Astfel, față de reglajul tip al regulatorului cu: $n = 44$ mm, $q = 58$ mm, $m = \pm 1,5$ mm, $d_{23} = 8$ mm, $d_{24} = 5$ mm și $d_{25} = 1$ mm, pe stand s-au folosit următoarele valori ale parametrilor de reglaj: $n = 40$ mm, $q = 62,7$ mm, $m = -2,5$ mm, $d_{23} = 11$ mm, $d_{24} = 3,5$ mm și $d_{25} = 1,4$ mm.

Caracteristica de comandă a puterii $P_{ecom}(n)$ obținută cu acest reglaj s-a reprezentat cu linie întreruptă în figura 4-25. Pe aceeași figură, tot cu linie întreruptă, s-a reprezentat și caracteristica corespunzătoare a consumului specific efectiv de combustibil $c_{ecom}(n)$. Valorile obținute prin măsurători, în diferite regimuri de funcționare s-au reprezentat prin triunghiuri.

Se observă că reglajul efectuat a asigurat realizarea scopului urmărit, astfel s-a realizat o bună apropiere a caracteristicilor $P_{ecom}(n)$ și $c_{ecom}(n)$ față de $P_{eqn}(n)$ și $c_{eqn}(n)$, în special la turații și puteri medii și mari, adică în domeniul: $n \in [810 ; 1300]$ rot/min, respectiv $P_e \in [112 ; 268]$ kW.

4.5. Studiul funcționării în comun al instalației de forță și de reglare în regim tranzitoriu.

4.5.1. Sisteme de reglare încercate și perturbații realizate.

Prin încercările efectuate, cu înregistrarea variației în timp a parametrilor funcționali ai instalației de forță și de reglare automată în regimuri tranzitorii, s-a urmărit verificarea comportării dinamice a sistemului de reglare conceput, la funcționarea în comun cu instalația de forță.

Regulatorul fără contact al excitației s-a realizat și s-a încercat cu două variante constructive ale camei de antrenare a traductorului inductiv: cu profil liniar și cu profil neliniar. Având o comportare mai bună, rezultatele sunt prezentate numai în cazul folosirii camei cu profil liniar. Pentru a servi ca bază de comparație, aceleași încercări s-au efectuat și pentru sistemul de reglare cunoscut, cu regulatorul de câmp rezistiv având 40 de trepte.

Pentru declanșarea proceselor tranzitorii s-au ales perturbații tip treaptă, constând din:

- modificarea poziției z_c a controlerului, cu Δz_c ;
- modificarea valorii R_f a rezistenței de frânare, cu ΔR_f ;

- modificarea valorii I_{cgr} a curentului de excitație al generatoarelor de frânare, cu ΔI_{cgr} .

Pornind de la o anumită poziție z_c a controlerului, modificările alese sunt $|\Delta z_c| = \{1; 3; 5\}$, de prima dată în sensul măririi valorii z_c , apoi, după stabilizarea regimului de funcționare, se aplică $-\Delta z_c$ cu revenirea în regimul inițial.

Dacă valoarea $\Delta z_c = \pm 1$ reprezintă o manevrare calmă, treaptă cu treaptă a controlerului, saltul $\Delta z_c = \pm 5$ reflectă o manevrare bruscă, neadecvată, care declanșează procese tranzitorii puternice. Pentru a testa comportarea sistemului pe întreaga caracteristică de comandă a motorului diesel, la $|\Delta z_c| = \{1; 3\}$ drept poziții de plecare s-au ales $z_c = \{4; 7; 10; 15; 18; 20\}$, iar la $|\Delta z_c| = 5$ pozițiile $z_c = \{5; 10; 15; 20\}$. Încercările cu modificarea ΔR_f a rezistenței de frânare s-au efectuat la $z_c = \{5; 9; 15; 18; 21\}$, iar cele cu modificarea ΔI_{cgr} a curentului de excitație al generatoarelor de frânare la $z_c = \{5; 9; 15; 18\}$.

4.5.2. Analiza funcționării în regimuri tranzitorii.

4.5.2.1. Obiectivele analizei.

Oscilogramele ridicate au permis să se analizeze mai multe aspecte ale funcționării în comun a grupului MDG cu SRA, cum ar fi:

- ordinea apariției răspunsului la perturbație;
- tipul procesului de variație a parametrilor funcționali;
- stabilitatea funcționării;
- comparația reglării prin VTC și a reglării rezistive.

În figurile 4-27...4-38 sunt prezentate câteva oscilograme obținute la modificarea poziției controlerului la utilizarea celor două sisteme de reglare, toate cu poziția de plecare $z_c = 10$. În figurile 4-39 și 4-40 se prezintă oscilogramele obținute la modificarea rezistenței de frânare, la $z_c = 9$, iar în figurile 4-41 și 4-42 cele ridicate la modificarea curentului I_{cgr} , la $z_c = 15$.

Alte 31 de oscilograme, prezentate în Anexa 2 reflectă procesele tranzitorii, ce apar la utilizarea celor două sisteme de reglare, la alte poziții inițiale ale controlerului de comandă și diferite perturbații. În oscilograme sunt indicate liniile de zero ale tuturor mărimilor, iar cu ajutorul diagramei de etalonare din figura 4-21 se pot determina valorile acestora.

4.5.2.2. Ordinea apariției răspunsului la perturbație.

Analizând oscilogramele ridicate în diferite regimuri se constată că, în toate cazurile când perturbația este $|\Delta z_c|$, în primul rând variază poziția cremalierii pompei de injecție (x) și momentul motor (M_e), apoi, cu întârzierea notată cu Δt_1 , de ordinul fracțiunilor de

secundă, începe variația parametrilor: n , I_c , U_c , I_r , U_r , iar cu întârzierea $\Delta t_2 > \Delta t_1$ începe și variația mărimilor: φ , U_E și I_{ex} .

Faptul, că la schimbarea poziției controlerului de comandă procesul tranzitoriu începe cu deplasarea cremalierii pompei de injecție, se datorează modului de funcționare a RnMD. Astfel, la o turație stabilizată, mișcarea pistonului servomotorului de prescriere a turației și a injecției conduce imediat la deplasarea manșonului regulatorului și la deschiderea sertarului servomotorului de injecție. Ca urmare se deplasează cremaliera, se modifică injecția și simultan momentul efectiv al motorului, ceea ce va produce, cu o anumită întârziere, variația turației. Modificarea, simultană cu turația, a parametrilor electrici deja indicați, se datorează dependenței directe de turație a tensiunilor U_r și U_c . Variația unghiului φ și ca urmare a mărimilor U_E și I_{ex} , începe cu întârziere față de n , deoarece sertarul regulatorului de câmp se deplasează numai când, în urma procesului de reglare, injecția reală se abate de cea prescrisă.

Când perturbația este ΔR_r , în mod natural începe o variație bruscă a mărimilor I_r și I_c , apoi, cu o mică întârziere, începe și variația celorlalți parametri. Dacă perturbația este ΔI_{cgr} , modificarea curentului I_r este mai lentă, apoi după întârzierea Δt_1 încep să se modifice: x , M_c , n , U_r și I_c , iar după $\Delta t_2 > \Delta t_1$ începe și variația mărimilor: φ , U_E și I_{ex} .

4.5.2.3. Tipul procesului tranzitoriu și variația parametrilor funcționali.

În funcție de tipul și mărimea perturbației, de natura mărimii de ieșire și într-o măsură oarecare de tipul sistemului de reglare a excitației, procesele tranzitorii înregistrate au caracter: aperiodic, oscilant amortizat și foarte rar neamortizat.

Se constată că la $\Delta z_c = -1$ parametrii funcționali în general variază aperiodic, la ambele tipuri de regulatoare, sistemul având caracter asemănător cu al unui element de întârziere de ordinul unu. (vezi Fig. 4-29 și 4-30, Anexele A2-3, A2-4, A2-7, A2-8 și A2-12). Excepție face doar procesul tranzitoriu prezentat în A2-11, cu reglare prin VTC, la care procesul este oscilant dar puternic amortizat, sistemul comportându-se ca un element de întârziere de ordinul doi.

La perturbația $\Delta z_c = +1$ (Fig. 4-27 și 4-28, Anexele A2-1, A2-2, A2-5, A2-6 și A 2-10) majoritatea mărimilor variază tot aperiodic, excepție făcând numai x și M_c la care, după apariția unei suprareglări mici, se produce o amortizare rapidă. O comportare asemănătoare se constată, de cele mai multe ori și la aplicarea perturbației $-\Delta R_r$ (Fig. 4-39 și 4-40, Anexele A2-29 și A2-30), respectiv la perturbația ΔI_{cgr} (Fig. 4-42).

În cazul reglării prin VTC, în regimul de trecere de la $z_c = 18$ la $z_c = 19$ (Anexa A2-9) apare un proces oscilant, puternic amortizat la majoritatea parametrilor funcționali. Procesul este asemănător și la aplicarea perturbației ΔI_{cgr} (Fig. 4-41).

Oscilațiile multiple, în final totuși amortizate, care se produc prin aplicarea perturbației $-\Delta R_r$ la reglarea reostatică prezentată în Anexa A2-31, se datorează reglării în

trepte a excitației, când apare o pendulare a perici regulatorului de câmp între două lamele vecine.

La aplicarea perturbației $\Delta z_c = -3$, x și M_c au întotdeauna o variație oscilantă amortizată, cu suprareglarea mai mare decât la $\Delta z_c = -1$ (vezi Fig. 4-33 și 4-34, respectiv Anexele A2-15, A2-16, A2-19 și A2-20). Celelalte mărimi în general variază aperiodic, cu excepția parametrilor φ , U_E , I_{ex} , U_c și I_c la reglarea prin VTC la trecerea de la $z_c = 21$ la $z_c = 18$ (A2-19) la care apare o singură oscilație slabă.

Când se aplică $\Delta z_c = +3$, parametrii x și M_c variază tot oscilant amortizat, cu suprareglare tot destul de mare, dar încă nu intră în funcțiune protectorul de supraalimentare insuficientă (vezi Fig. 4-31 și 4-32, Anexele A2-13, A2-14, A2-17 și A2-18).

Datorită suprareglării pronunțate la injecție, servomotorul regulatorului de câmp intră în funcțiune și reduce φ , U_E și I_{ex} . În cazul reglării cu VTC această reducere este mai mare decât necesar, deci apare o suprareglare, urmând ca la revenirea injecției să se stabilizeze la o valoare intermediară (Fig. 4-31, Anexele A2-13 și A2-17). La reglarea rezistivă variația acestor mărimi este cea caracteristică pentru un element de integrare (Fig. 4-32, Anexa A2-13), însă uneori rămâne oscilantă neamortizată datorită reglării în trepte (apare pendularca). La acest tip de reglare celelalte mărimi au în general variație aperiodică.

Aplicarea treptei de perturbație $\Delta z_c = -5$ produce, în prima fază, o reducere puternică a injecției și a momentului motor, apărând și o suprareglare, apoi procesul tinde spre un regim stabilizat cu variația în general aperiodică a tuturor mărimilor (vezi Fig. 4-37 și 4-38, Anexele A2-23, A2-24, A2-27 și A2-28).

Perturbația cea mai dură, aplicată sistemului automat este cea cu $\Delta z_c = 5$. După o creștere inițială bruscă a injecției și a momentului motor, intră în funcțiune sistemul de protecție la supraalimentare insuficientă și poziția cremalierii stagnează un timp, iar φ , U_E și I_{ex} se micșorează (vezi Fig. 4-35 și 4-36, Anexele A2-21, A2-22, A2-25 și A2-26). Ca urmare crește puternic turația motorului și se ajunge la suprareglare, mai ales la trecerea de la $z_c = 5$ la $z_c = 10$ (vezi Anexele A2-21 și A2-22), unde apare o variație puternică a tuturor mărimilor.

Datorită apariției suprareglării la turație, injecția scade din nou, apoi după o oscilație amortizată se stabilizează.

Modul de desfășurare a procesului tranzitoriu conduce la concluzia, că nu se recomandă manevrarea bruscă a controlerului, cu salturi de câteva poziții, deoarece se produc suprasolicități atât ale motorului cât și ale transmisiei.

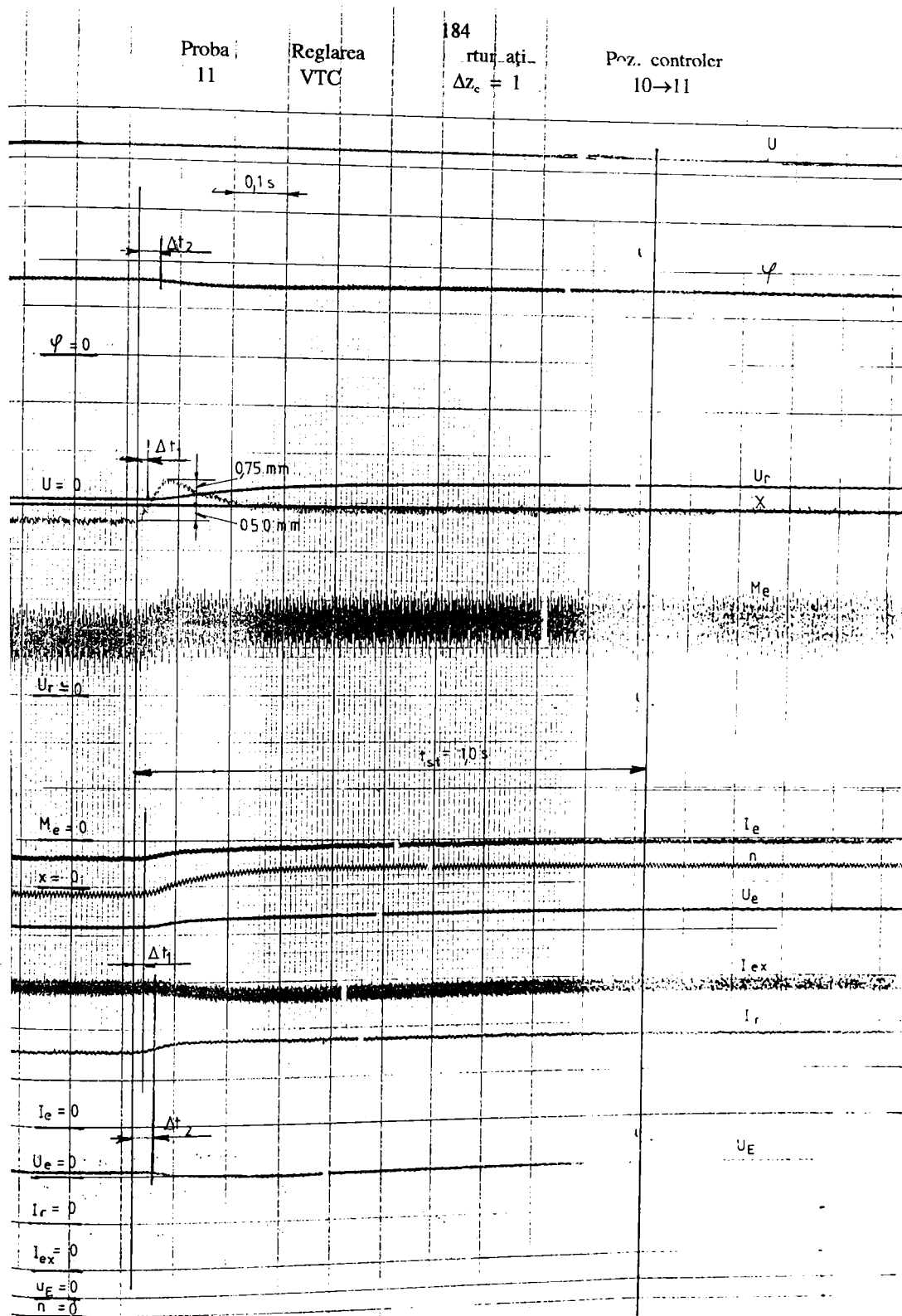


Fig. 4-27

Proba
174

Reglarea
Reostatică

185
Perturbația
 $\Delta z_c = 1$

Poz. controler
10→11

φ

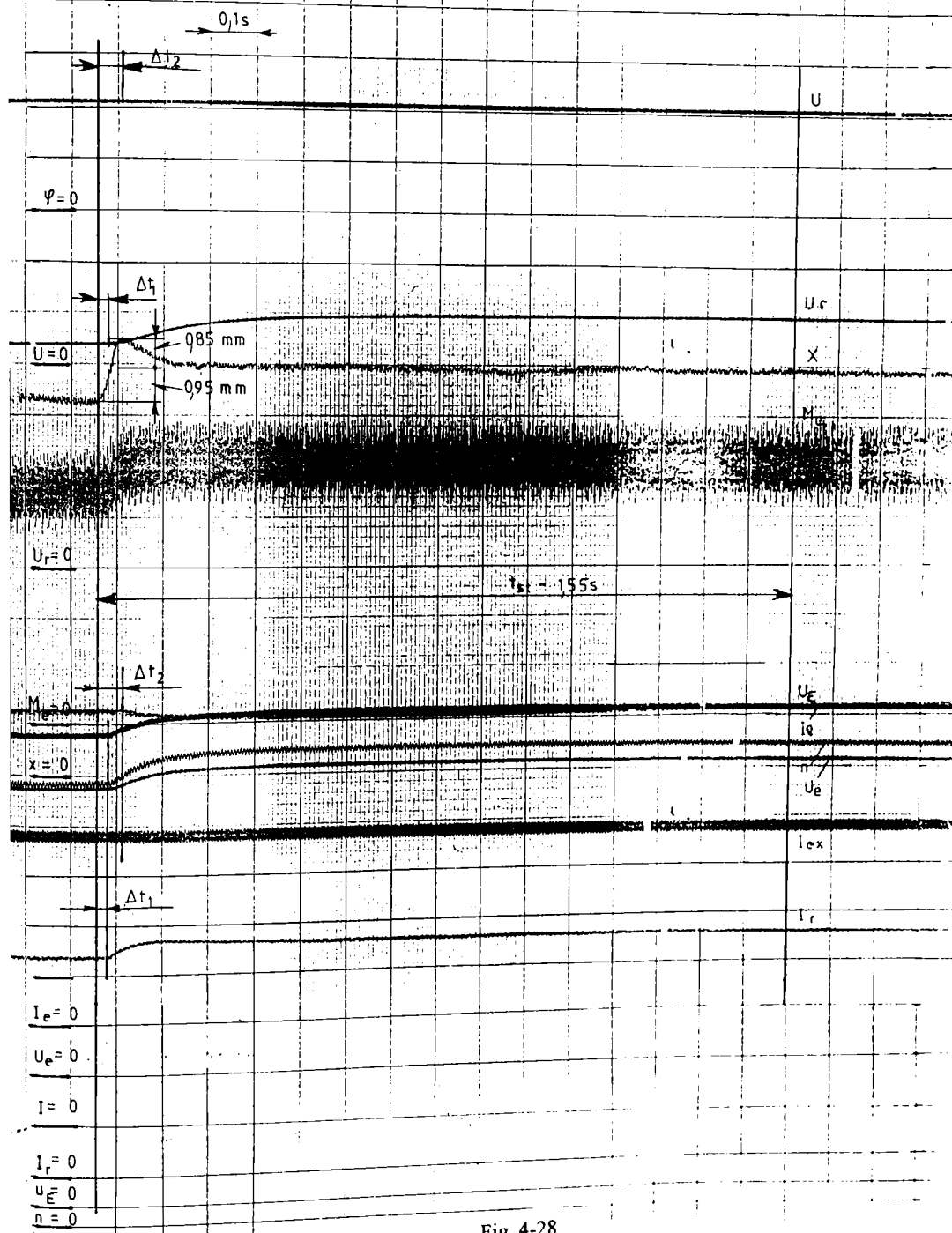


Fig. 4-28

Proba
12

Reglarea
VTC

186
Perturbația
 $\Delta z_c = -1$

Poz. controler
11→10

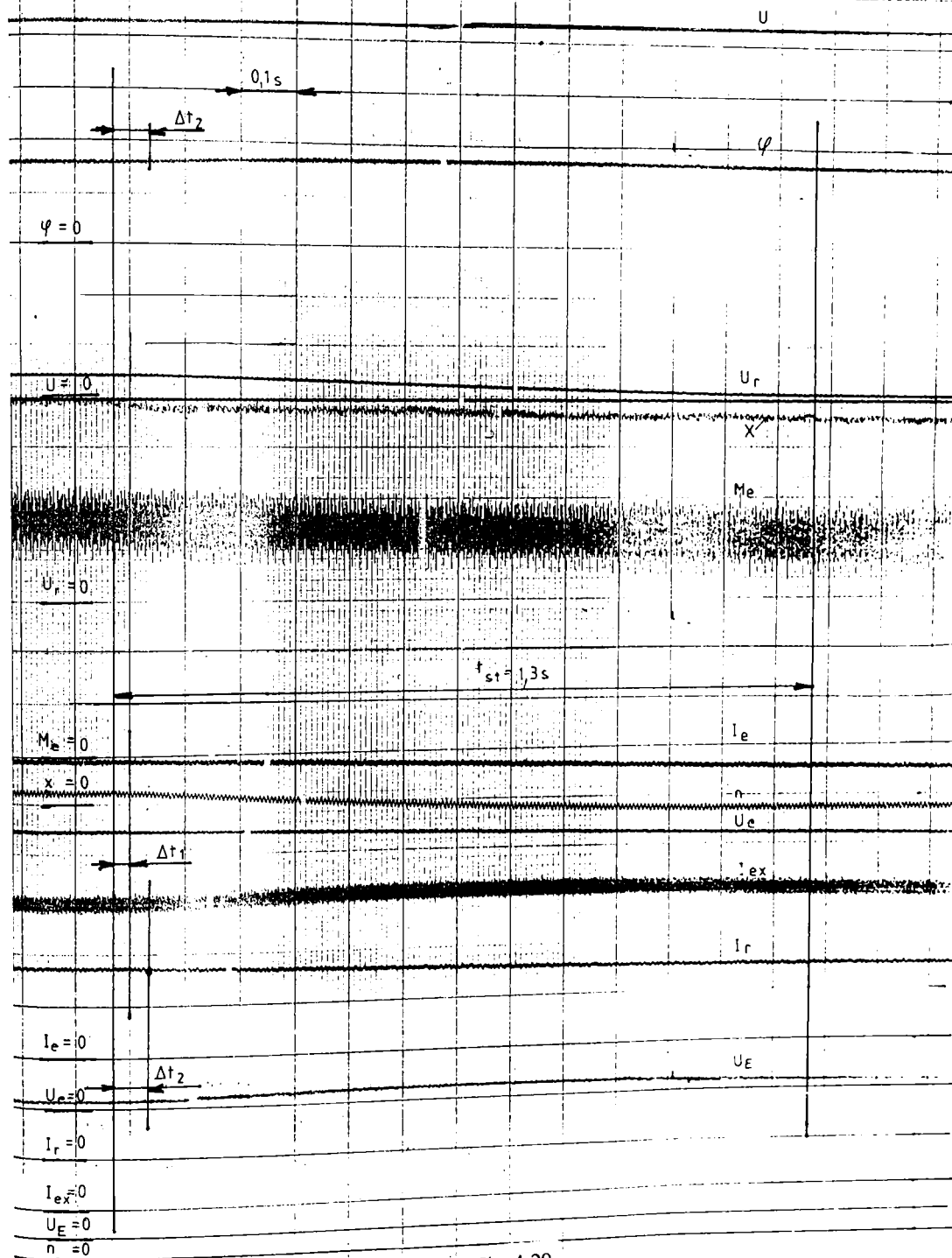


Fig. 4-29

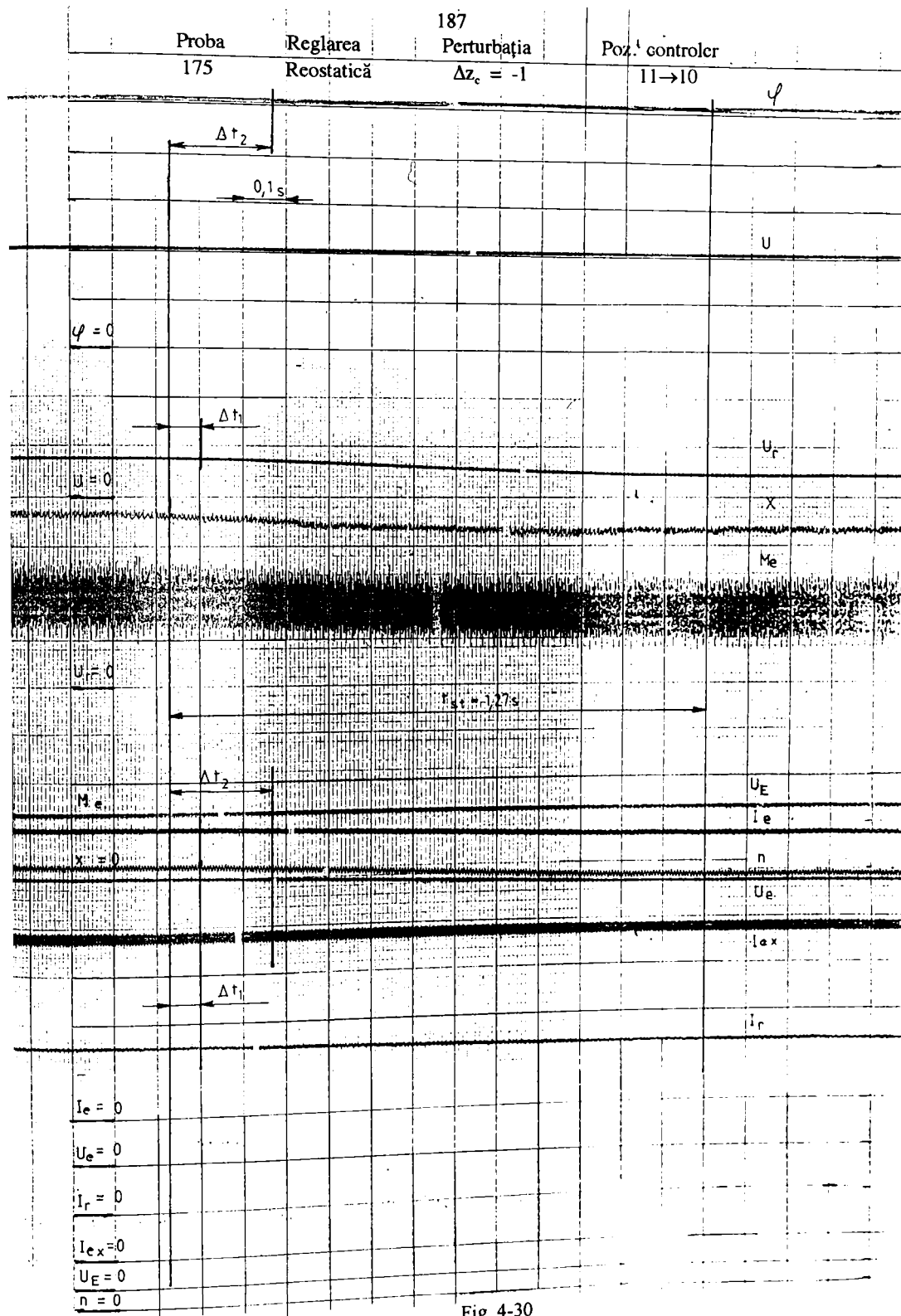


Fig. 4-30

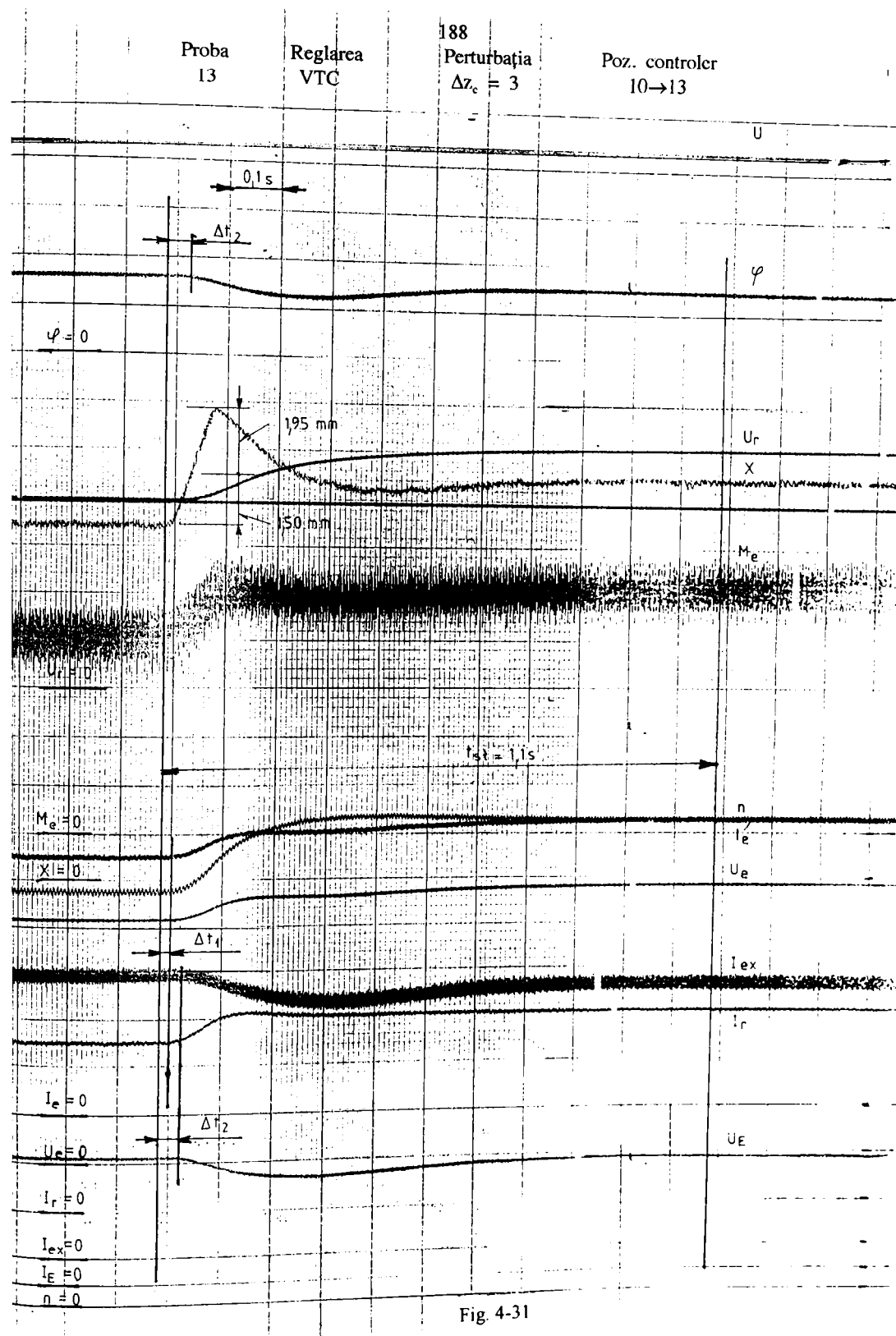


Fig. 4-31

Proba
176

Ręglarea
Reostatică

189
Perturbația
 $\Delta z_c = 3$

Poz. controler
10 → 3

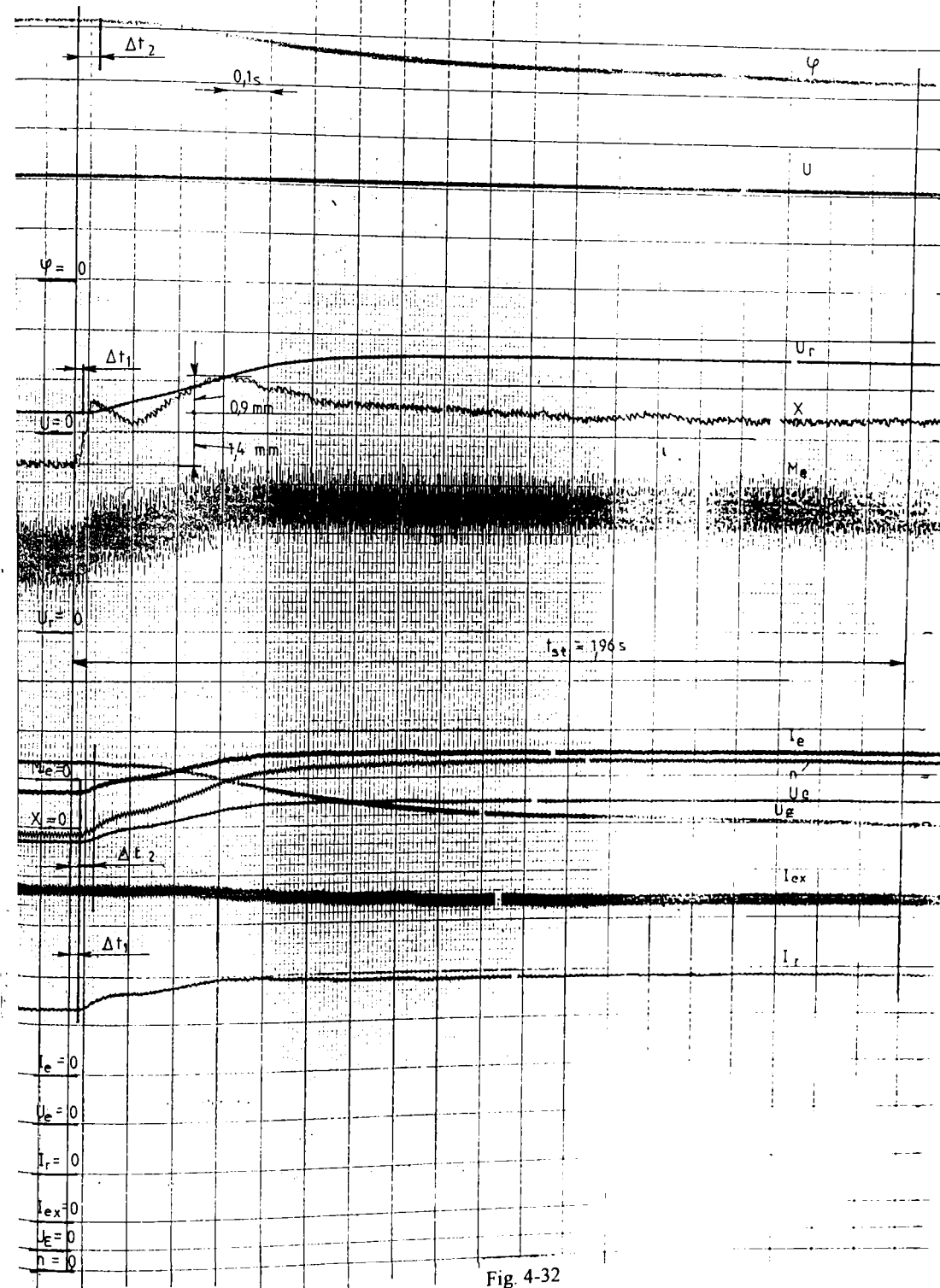


Fig. 4-32

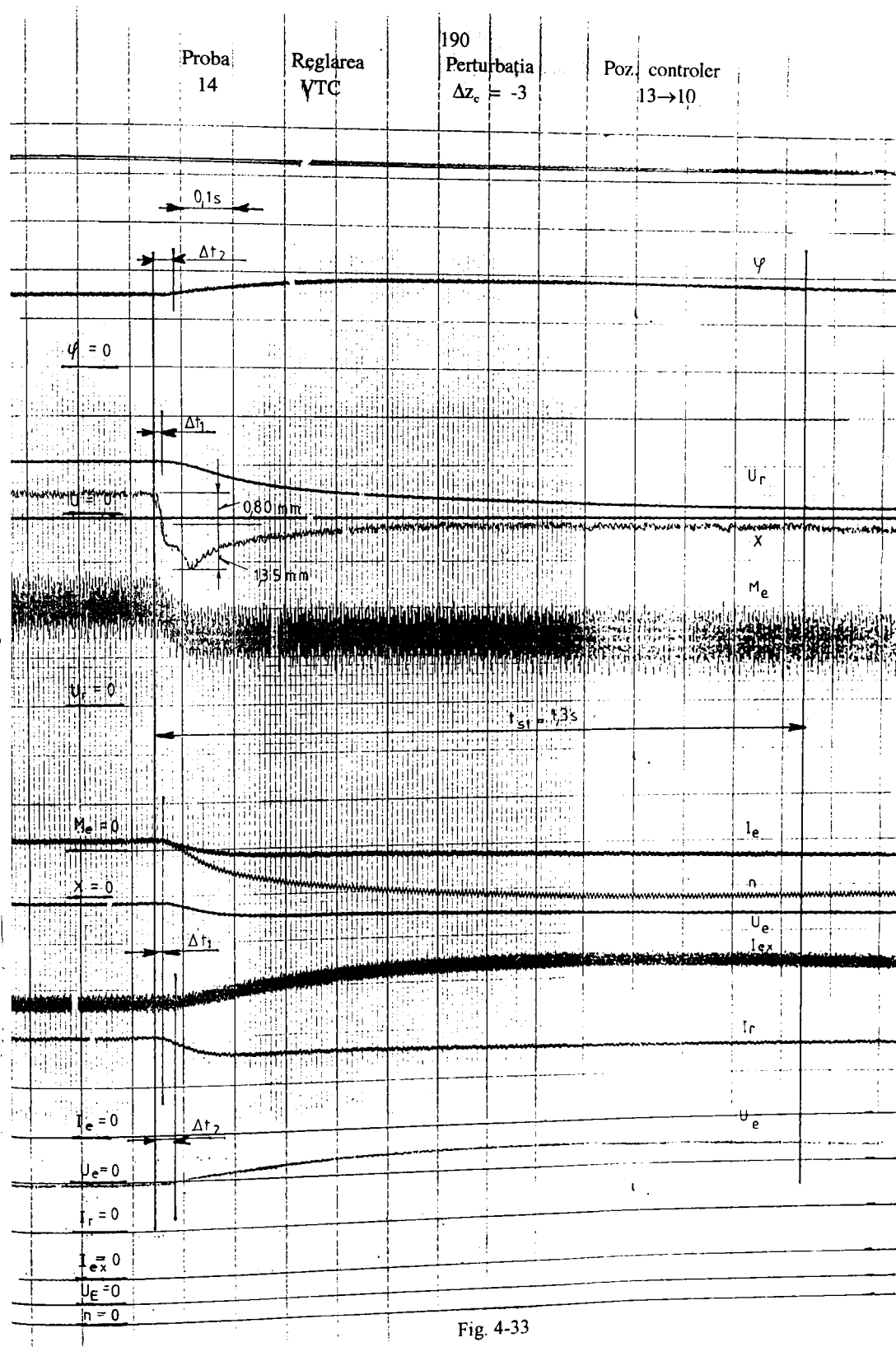


Fig. 4-33

Proba
177

Reglarea
Reostatică

191
Perturbația
 $\Delta z_c = -3$

Poz. controler
 $d3 \rightarrow 10$

φ

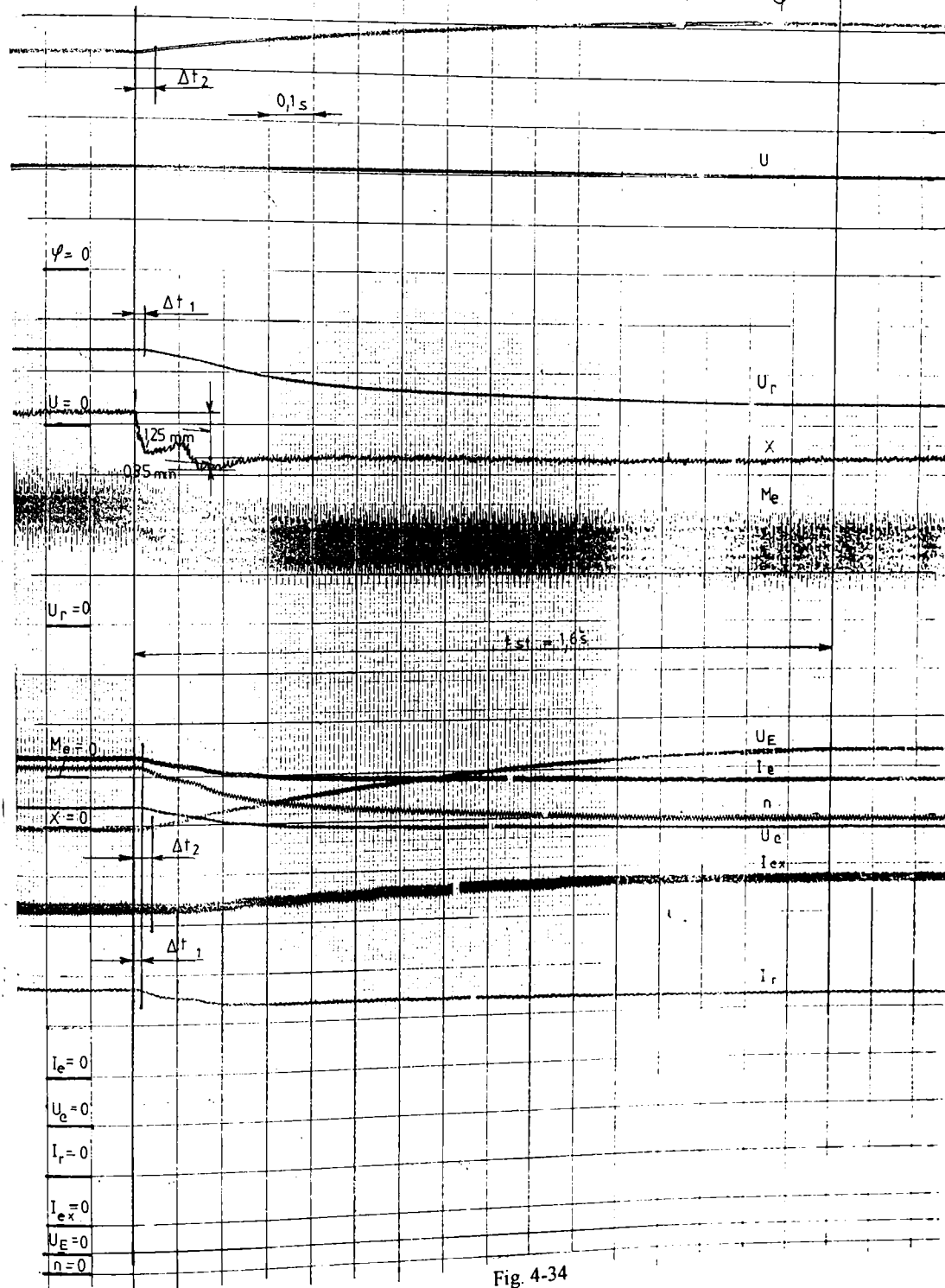


Fig. 4-34

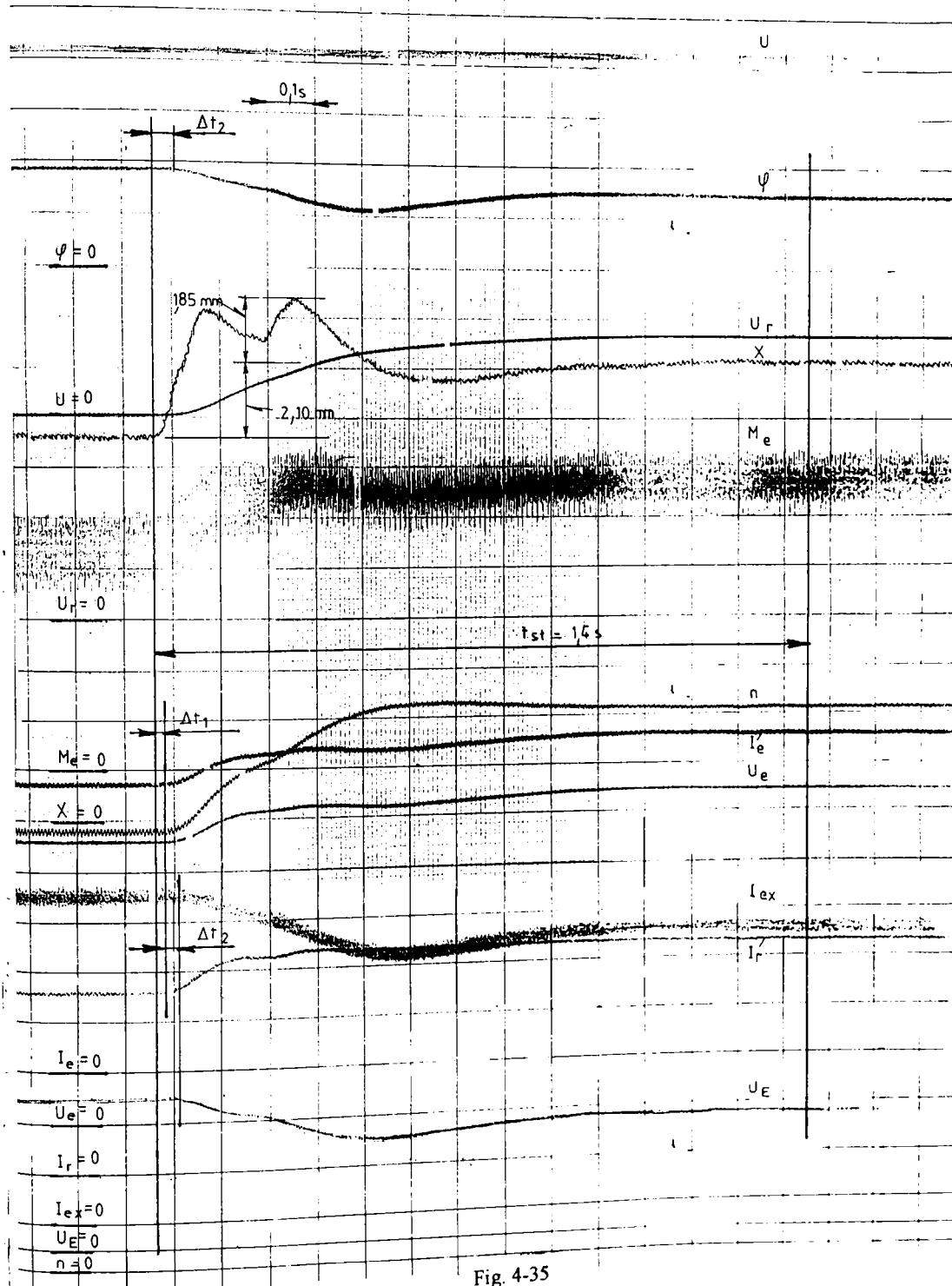


Fig. 4-35

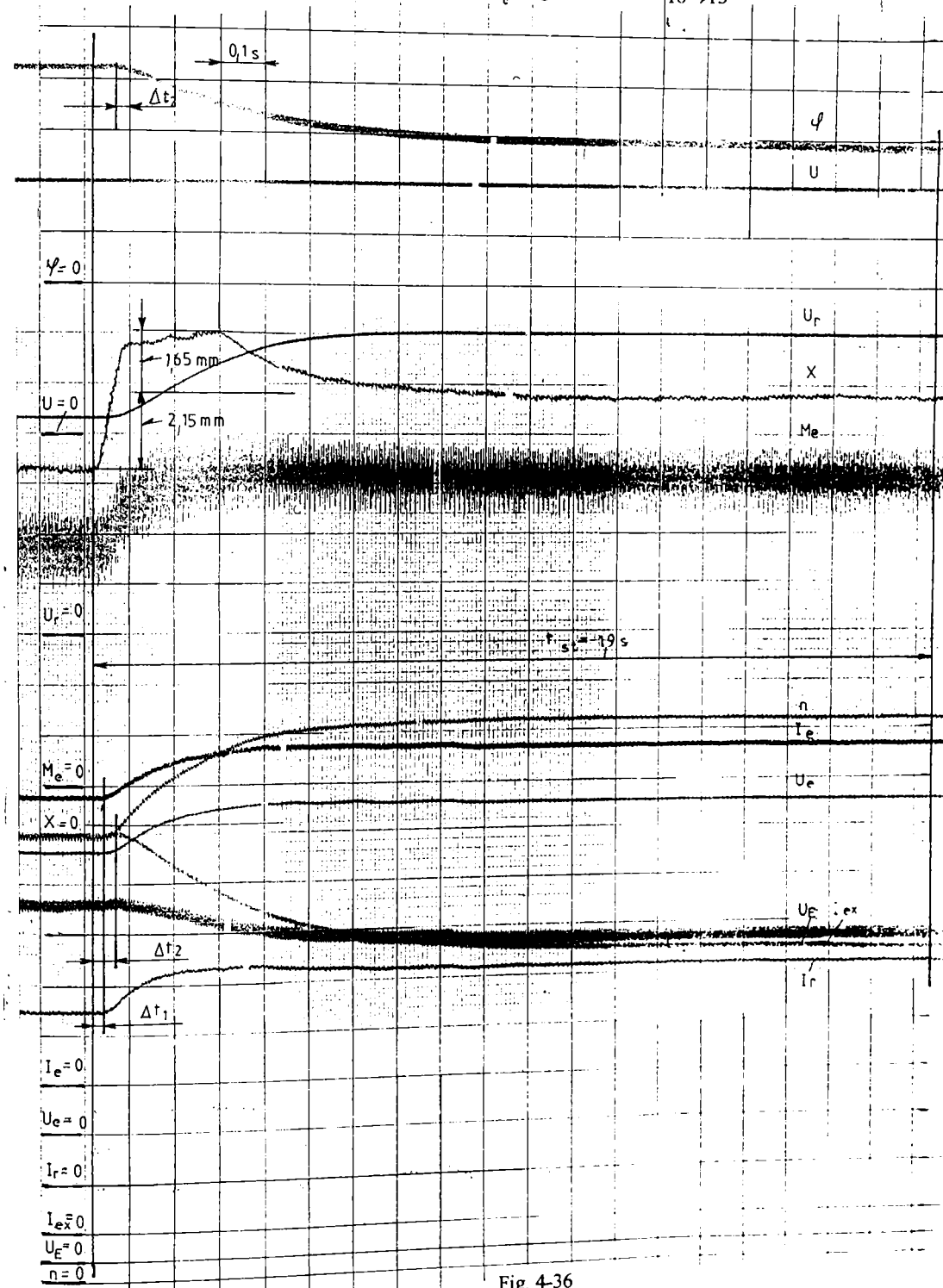
Proba
192Reglarea
ReostaticăPerturbația
 $\Delta z_c = 5$ Poz. controler
10→15

Fig. 4-36

Proba
47

Reglarea
VTC

194
Perturbația
 $\Delta z_c = -5$

Poz. controler
15→10

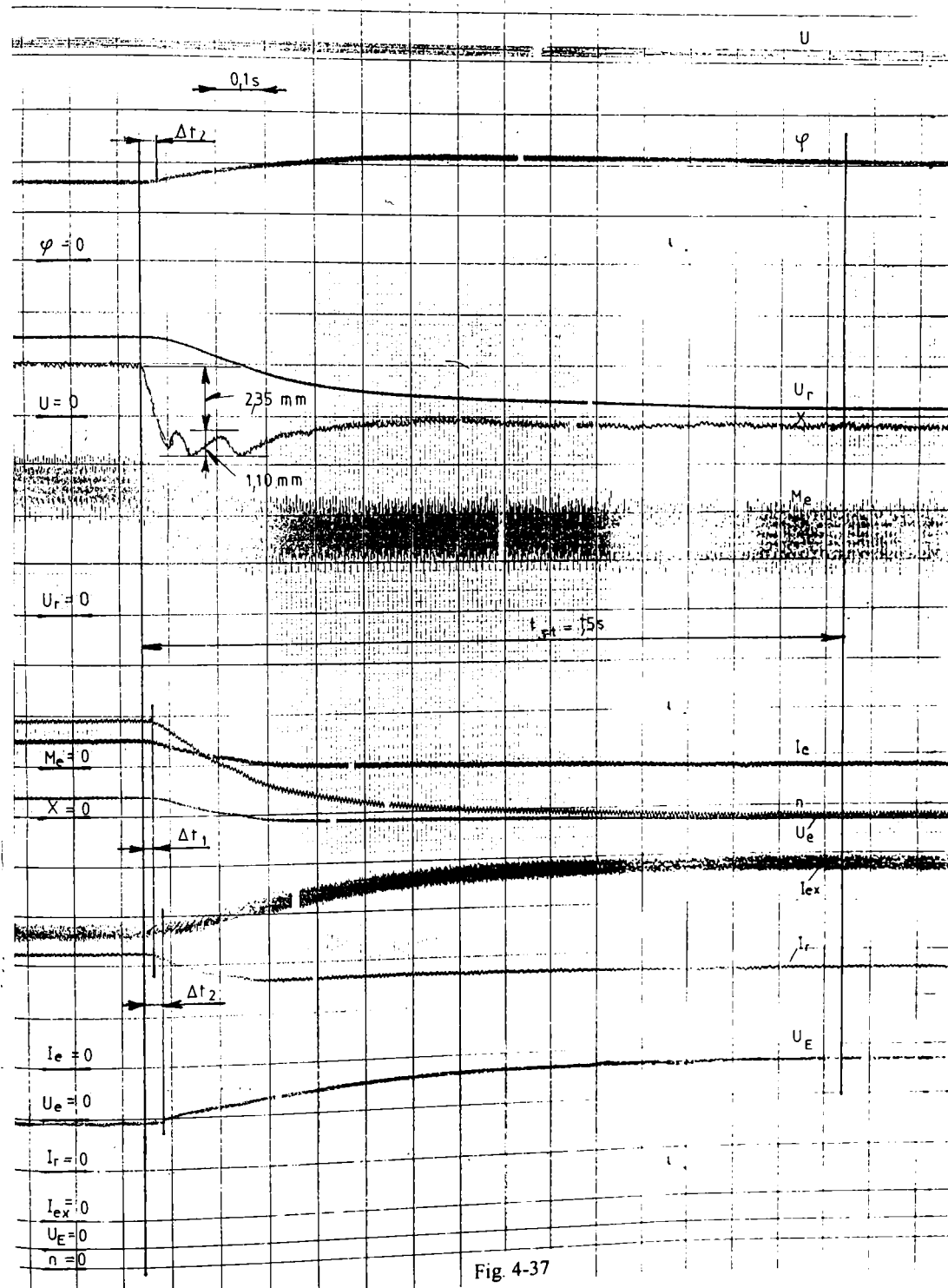


Fig. 4-37

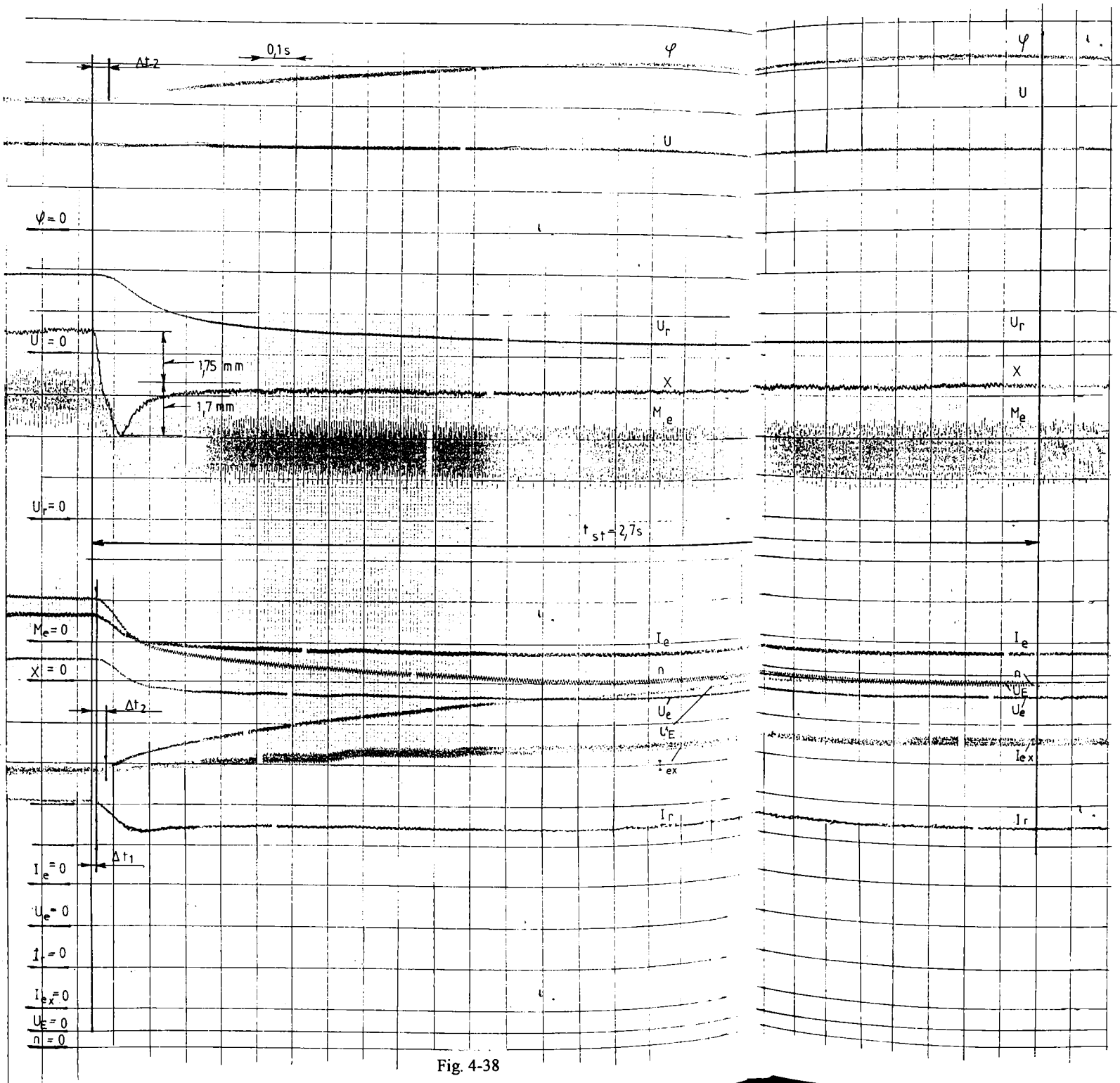


Fig. 4-38

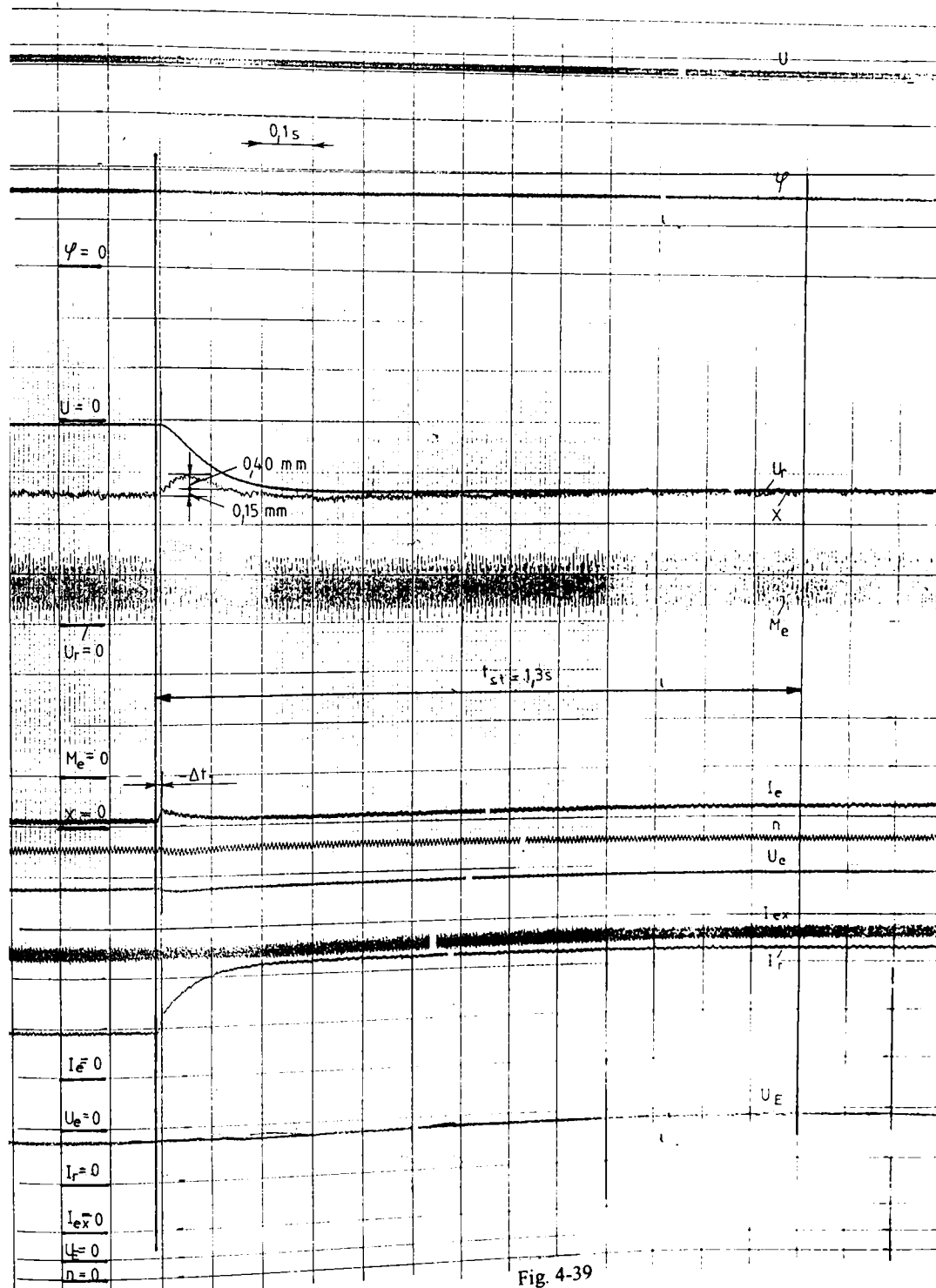


Fig. 4-39

Proba
211

Reglarea
Reostatică

197
Perturbația
 $\Delta R = -75\%$

Poz. controler
9

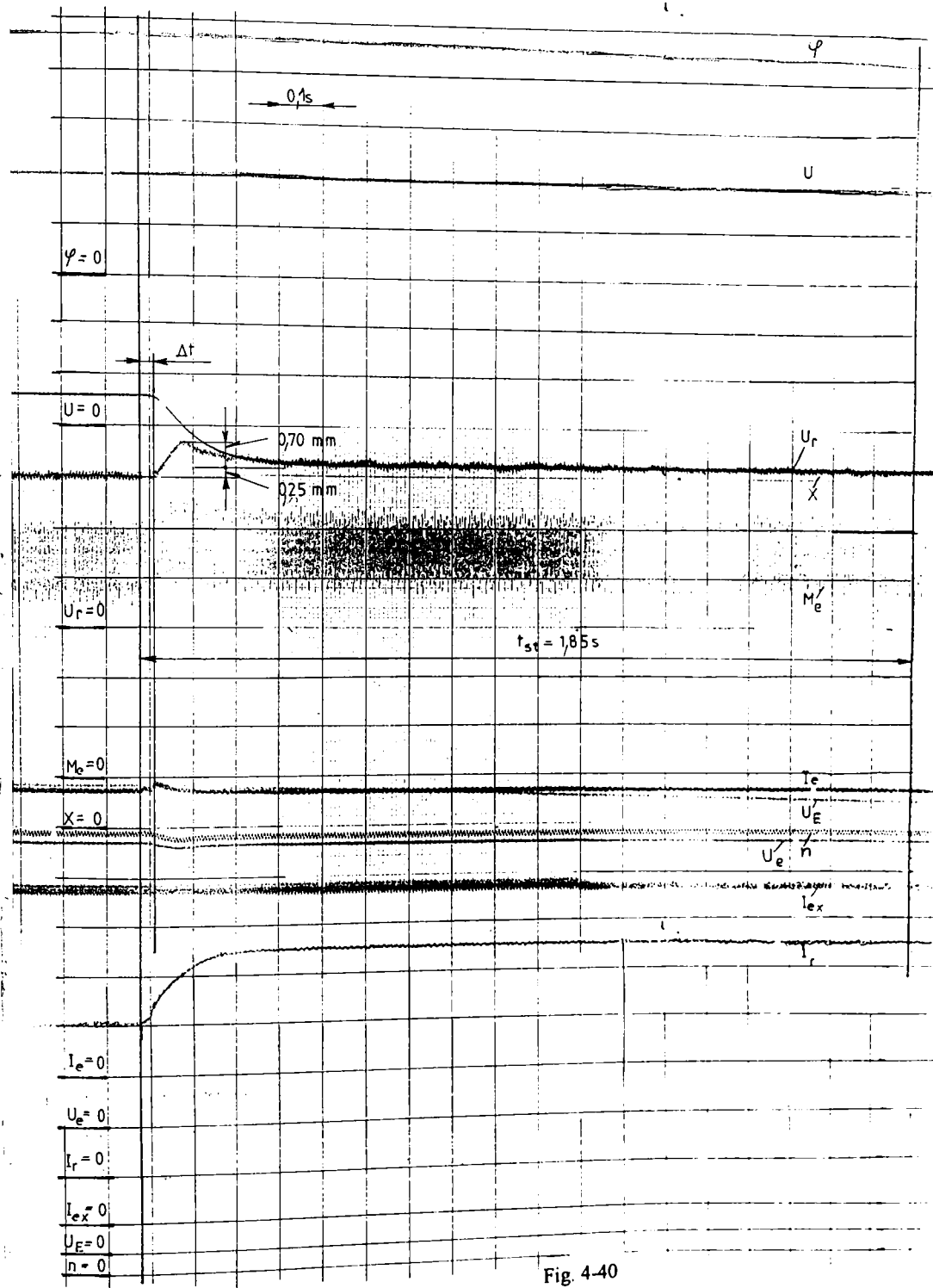


Fig. 4-40

Proba
80

Reglarea
VTC

198
Perturbația
 $\Delta I_{efg} = +100\%$

Poz. controler
15

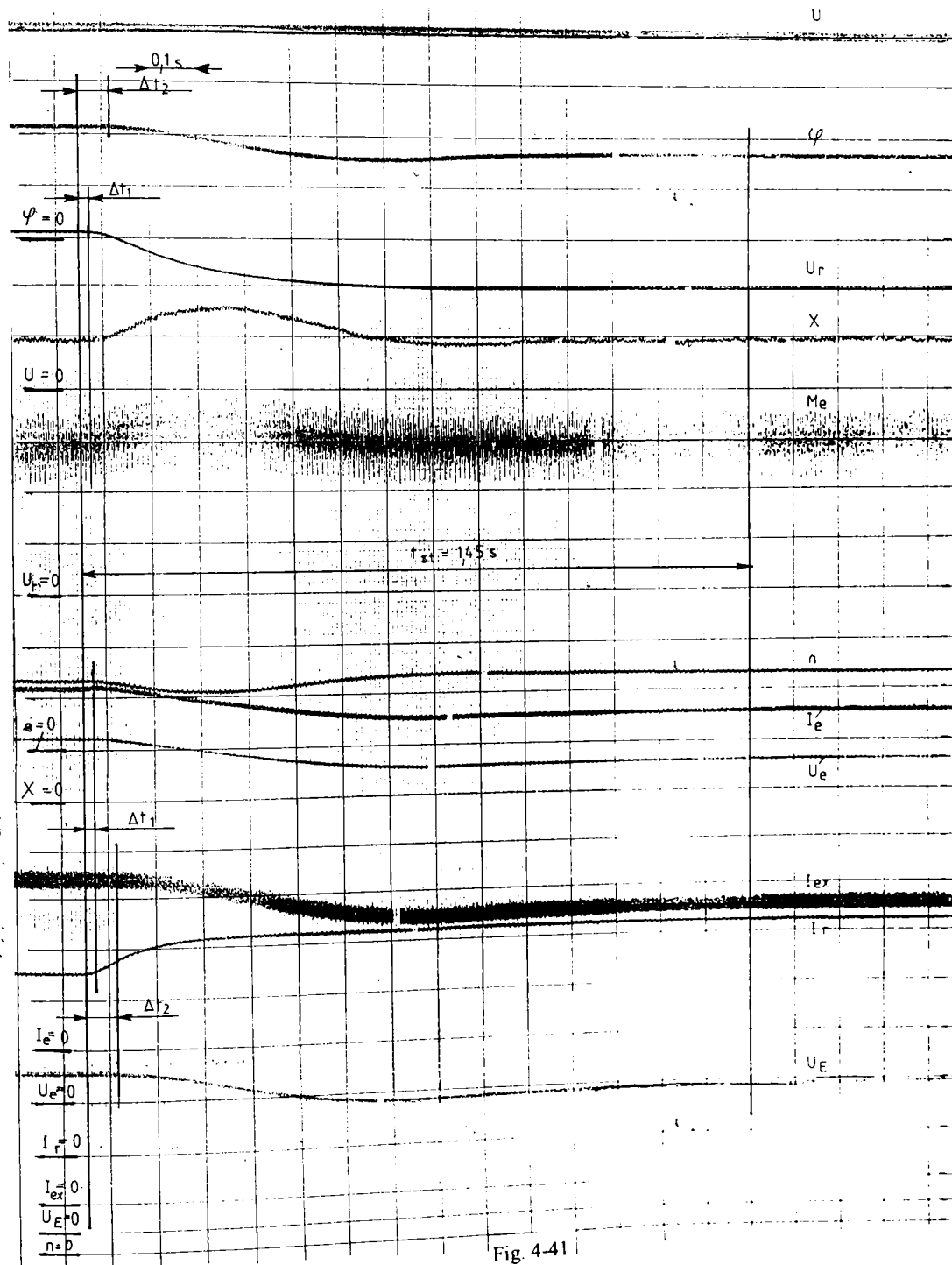


Fig. 4-41

4.5.2.4. Stabilitatea funcționării.

Funcționarea unui sistem automat se consideră stabilă dacă, după trecerea printr-un proces tranzitoriu provocat de perturbație, regimul de funcționare se stabilizează, valorile parametrilor funcționali devin din nou constante. Se poate aprecia că stabilitatea este cu atât mai bună, cu cât durata proceselor tranzitorii este mai mică. Se impune de asemenea, ca suprareglările care apar în timpul proceselor tranzitorii să nu depășească anumite limite față de abaterea staționară. Gradul de amortizare al oscilațiilor parametrilor funcționali se poate aprecia prin decrementul logaritmic (δ), respectiv prin factorul de amortizare relativ (D).

Pe oscilogramele prezentate s-a notat cu t_{st} timpul de stabilizare (durata procesului tranzitoriu) și s-a indicat baza de timp care este de 0,1 s/div.

Analizând oscilogramele ridicate se poate ajunge la concluzia că la reglarea reostatică timpul de stabilizare este în general mai mare decât la reglarea cu VTC. Cauza fenomenului este în parte valoarea mai redusă a tensiunii de alimentare U și a vitezei de variație a curentului $I_{ex}(\varphi)$. Peria regulatorului de câmp ocupând poziții mai apropiate de $z = 0$, rezistența R_c (vezi Fig. 2-11) variază mai încet ceea ce conduce la variația mai moderată a curentului I_{ex} , după cum se constată și din oscilogramе.

Se constată de asemenea, că timpul de stabilizare depinde în bună măsură de zona de turație în care funcționează motorul diesel, respectiv de panta caracteristicii de comandă a puterii. La $z_c < 10$, motorul diesel funcționează la turații mici, de $n < 810$ rot/min și punctul de funcționare se găsește pe partea abruptă a caracteristicii de comandă (Fig. 4-25). În această zonă, la reglarea reostatică t_{st} este incomparabil mai mare decât la $n > 810$ rot/min, unde panta caracteristicii $P_{com}(n)$ este mai redusă. În cazul reglării prin VTC această diferență este mai mică.

Pentru ilustrarea acestor influențe, în Tabelul 4-2 s-au prezentat valorile măsurate ale t_{st} pe oscilogramele din anexele: A2-1, A2-4, A2-7.....A2-10, A2-21.....A2-24 și figurile 4-35.....4-38.

Tabelul 4-2.

Poziție z_c		Timpul t_{st} [s]		M_c
Inițial	Final	Reglare cu VTC	Reglare reostatică	
7	8	1,13	3,47	1
8	7	1,40	5,10	-1
15	16	0,70	1,66	1
16	17	1,0	1,50	-1
5	10	1,60	5,10	5
10	5	3,0	6,20	-5
10	15	1,40	1,90	5
15	10	1,50	2,70	-5

Tipul și mărimea perturbației influențează de asemenea durata procesului tranzitoriu, care este mai mare la $\Delta z_c < 0$ decât la $\Delta z_c > 0$, respectiv când $|\Delta z_c|$ este mai mare (vezi Tabelul 4-2).

Valorile măsurate ale timpului t_{st} la cele două sisteme de reglare încercate și la diferite perturbații, sunt trecute în Tabelul 4-3 cu excepția valorilor mai mari din Tabelul 4-2. La încercările efectuate, modificările rezistenței de frânare au fost scăderi de până la 75 %, iar ale curentului I_{ref} creșteri de până la 100 %.

În Tabelul 4-3 s-au trecut și parametrii mișcării oscilante a cremalierii pompei de injecție: perioada T , decrementul logaritm δ și factorul de amortizare relativ D .

Tabelul 4-3

Perturbație	Felul sistemului de reglare	t_{st} [s]	T [s]	δ	D
$ \Delta z_c = 1$	VTC	0,70...1,40	0,4	2,0...2,2	0,32...0,35
	Reostatică	1,27...1,66	-	-	-
$ \Delta z_c = 3$	VTC	1,10...1,40	0,5...0,6	3,5...6,0	0,55...0,80
	Reostatică	1,10...1,95	-	-	-
$ \Delta z_c = 5$	VTC	1,20...1,60	0,5...0,8	1,7...3,4	0,27...0,54
	Reostatică	1,30...2,70	-	-	-
$\Delta R_f < 0$	VTC	1,30...1,40	0,7...0,8	4,0	0,6
	Reostatică	1,80...1,85	-	-	-
$\Delta I_{\text{cfr}} > 0$	VTC	1,45	0,9...1,0	2,5...3,6	0,40...0,57
	Reostatică	1,90	-	-	-

4.5.3. Concluzii privind comportarea sistemului de reglare cu VTC.

Încercările efectuate au arătat că sistemul de reglare fără contact se comportă bine și în regim tranzitoriu, prezentând câteva avantaje față de cel reostatic:

- reglarea curentului de excitație $I_{\text{ex}}(\varphi)$ este continuă și nu generează oscilații neamortizate (pendulări) de genul celor constatate la reglarea reostatică;

- variația parametrilor funcționali fiind oscilant dar puternic amortizat, durata proceselor tranzitorii este mai redusă decât la reglarea reostatică, unde aceste procese au mai mult caracter aperiodic;

- legea de variație a curentului de excitație în funcție de unghiul de rotație φ al servomotorului hidraulic se poate adapta cerințelor instalației de forță, prin alegerea profilului camei, iar viteza de variație în funcție de timp se poate influența și printr-un atenuator montat în circuitul de comandă al generatorului de impulsuri;

- instalația funcționează sigur timp îndelungat, practic fără întreținere, în schimb la regulatorul de cîmp rezistiv, din cauza prafului de cărbune depus în urma uzurii periilor, apar frecvent scurtcircuite urmate de supraîncălzirea și arderea carcasi lamelelor colectoare;
- funcționează economic, avînd randament mult superior reglării reostatice.

Faptul că și la cele mai puternice perturbații treaptă, s-a stabilizat în timp relativ scurt ($t_{st} < 3$ s) noul regim de funcționare, demonstrează calitățile sistemului de reglare fără contact care a fost încercat, aplicabilitatea acestuia pe vehiculele diesel-electrice.

5. CONCLUZII ȘI CONTRIBUȚII PERSONALE.

Lucrarea de doctorat prezentată cuprinde rezultatele studiilor și încercărilor efectuate de autor pe o perioadă îndelungată, tratând numeroase aspecte ale construcției și funcționării în comun a grupului MDG cu sistemul de reglare automată, cu scopul de a găsi soluții de perfecționare.

Pe baza cercetării bibliografice autorul sintetizează condițiile ce se impun atât transmisiei, cât și sistemului de comandă și reglare, pentru ca la realizarea sarcinilor de tracțiune locomotiva să funcționeze sigur și economic.

1. Din analiza economicității funcționării motorului diesel s-a tras concluzia că pentru a asigura funcționarea economică a motorului la sarcini parțiale, toate puterile comandate trebuie să se găsească pe caracteristica puterii optime, iar utilizarea puterii disponibile momentane a motorului trebuie să fie asigurată de sistemul de reglare al generatorului de tracțiune.

2. Dacă la o turație comandată generatorul nu prezintă integral puterea disponibilă momentană a motorului diesel, nu se mai asigură funcționarea cu economicitatea optimă.

3. Pentru a îmbunătăți posibilitățile de tratare a economicității funcționării motorului diesel, autorul elaborează o metodologie perfecționată pentru construirea caracteristicilor complexe, pe baza caracteristicilor de turație ridicate experimental, cu ajutorul cărora se construiesc mai multe caracteristici de sarcină și se determină trei serii de puncte ale curbelor de putere la consumul specific constant, care astfel se trasează mai sigur.

4. Efectuând o analiză critică a sistemelor de reglare descrise în literatura de specialitate, privind în special modul de îndeplinire a condițiilor impuse, s-au tras numeroase concluzii importante pentru concepția, respectiv alegerea sistemelor de reglare potrivite vehiculelor diesel electrice, după cum urmează:

4.a - sistemele de reglare utilizate pe locomotive sunt foarte variate, dar nici cele mai complicate nu îndeplinesc toate condițiile impuse:

4.b - sistemele de reglare la putere constantă, sau cele de reglare a tensiunii în funcție de curent după o caracteristică dată, la apariția abaterilor de exploatare nu asigură utilizarea puterii disponibile și funcționarea cu economicitate optimă a motorului diesel;

4.c - pentru asigurarea utilizării puterii disponibile momentane în regim nominal și a funcționării cu economicitate optimă la puteri parțiale, cele mai indicate sunt sistemele de reglare care permit păstrarea valorilor nominale, respectiv optime ale turației și injecției, reglând la croare de turație, iar uneori și la croare de injecție;

4.d - pentru reducerea suprareglării se recomandă combinarea reglării după abaterea mărimii de reglat cu reglarea după principalele perturbații;

4.e - cele mai eficiente sunt sistemele care reglează excitația generatorului după regimul de funcționare a motorului diesel, determinând injecția optimă în funcție de turație și condițiile de microclimă;

4.f - regulatoarele cu contact electric mobil nu sunt fiabile, reclamă o întreținere pretențioasă și se recomandă înlocuirea lor cu sisteme de reglare fără contact a excitației generatorului, utilizând componente electronice.

5. Studiul stabilității funcționării în comun a instalației de forță cu trenul și cu sistemul de reglare automată, în regimuri specifice tracțiunii feroviare, a impus determinarea sistemului de ecuații diferențiale ce caracterizează funcționarea întregului ansamblu al locomotivei și a schemei structurale.

6. Pentru studiul stabilității s-a aplicat metoda descompunerii D după coeficientul unghiular al caracteristicii momentului efectiv al motorului diesel. Cele mai importante concluzii ce au rezultat din aplicarea metodei pentru diferitele grupări ale elementelor și pentru ansamblul locomotivei 060 DA, sunt:

6.a - funcționarea în comun a întregului ansamblu este stabilă în toate regimurile de mers, dar la creșterea curentului de sarcină se reduce rezerva de stabilitate;

6.b - în regim autoregulator sistemul energetic nu funcționează stabil;

6.c - elementul hotărâtor pentru asigurarea stabilității este regulatorul motorului diesel, prin coeficientul de transfer al elementului de măsurare centrifugal;

6.d - excitația paralelă a generatorului mărește, iar cea anticompound (respectiv reacția negativă a curentului de sarcină) reduce rezerva de stabilitate;

6.e - regulatorul generatorului, element absolut necesar pentru asigurarea utilizării puterii disponibile momentane și funcționării economice a motorului diesel la puteri parțiale, prelungeste procesul tranzitoriu și astfel are efect destabilizant.

7. Cu completările necesare, metoda elaborată de autor este aplicabilă și pentru alte tipuri de locomotive diesel-electrice.

8. Pentru a crea posibilitatea înlocuirii sistemelor de reglare rezistive (cu perii), autorul a conceput și a realizat, în variantă de laborator, un sistem de reglare fără contact, cu variator de tensiune continuă (VTC), comandat de regulatorul RnMD prin traductor inductiv și generator de impulsuri.

9. Pentru VTC de concepție proprie, cu funcționare sigură într-o gamă largă a tensiunii de alimentare, s-au dezvoltat relații de calcul precise pentru parametrii funcționali și cei de dimensionare.

10. S-a realizat modelarea pornirii și a funcționării VTC până la atingerea regimului cvasistaționar, elaborând în acest scop un program de calcul.

11. VTC realizat s-a încercat pe stand, urmărind atât valorile medii ale parametrilor funcționali, cât și variația lor în timp.

12. Din comparația rezultatelor experimentale și a celor calculate pe baza programului elaborat, rezultă concluzia că relațiile de calcul deduse reflectă fidel funcționarea reală.

13. Pentru verificarea stabilității și a economicității funcționării în comun a grupului MDG cu sistemul de reglare fără contact, pe standul de transmisii electrice în curent alternativ-curent continuu din laboratorul Catedrei de material rulant al Facultății de mecanică din Universitatea "Politehnica" din Timișoara s-a adaptat sistemul de comandă tip Sulzer, de care s-a atașat și sistemul de reglare conceput de autor și s-a instalat aparatura de măsură necesară.

14. Cu ajutorul caracteristicilor de turație ridicate s-au construit caracteristicile puterii optime și s-a modificat reglajul regulatorului motorului pentru a suprapune caracteristica de comandă peste aceea a puterii efective optime.

15. Încercările ansamblului motor diesel - transmisie electrică s-au efectuat în regim staționar și în regim tranzitoriu, atât cu sistemul de reglare reostatică, cât și cu VTC, rezultând următoarele concluzii mai importante:

15.a - s-a confirmat corectitudinea reglajului regulatorului, valorile măsurate ale puterii efective și ale consumului specific efectiv de combustibil s-au apropiat de caracteristicile corespunzătoare la funcționarea cu economicitate optimă;

15.b - la utilizarea sistemului de reglare cu VTC, stabilitatea funcționării în regim tranzitoriu a fost superioară, reducându-se timpul de stabilizare;

15.c - utilizând sistemul de reglare cu VTC, se elimină pendulările cauzate de reglarea în trepte;

15.d - randamentul mediu al sistemelor de reglare reostatică este redus, întreținerea costisitoare, deci utilizarea lor este neeconomică;

15.e - noul sistem de reglare funcționează sigur și economic, permite adaptarea mai ușoară la cerințele instalației de forță.

16. Sistemul original de reglare fără contact conceput de autor, după efectuarea adaptărilor necesare, se poate implementa pe locomotivele diesel-electrice care în prezent posedă regulatoare rezistive, îmbunătățind astfel siguranța lor de funcționare.

În ansamblu, rezultatele cercetărilor efectuate sunt utile atât pentru specialiștii care proiectează locomotive, sau instalațiile de forță și de reglare ale locomotivelor, cât și pentru cei ce se preocupă de modernizarea locomotivelor existente, de îmbunătățirea performanțelor, a calităților de tracțiune, a siguranței în funcționare și a economicității acestora, soluțiile prezentate având aplicabilitate imediată.

BIBLIOGRAFIE

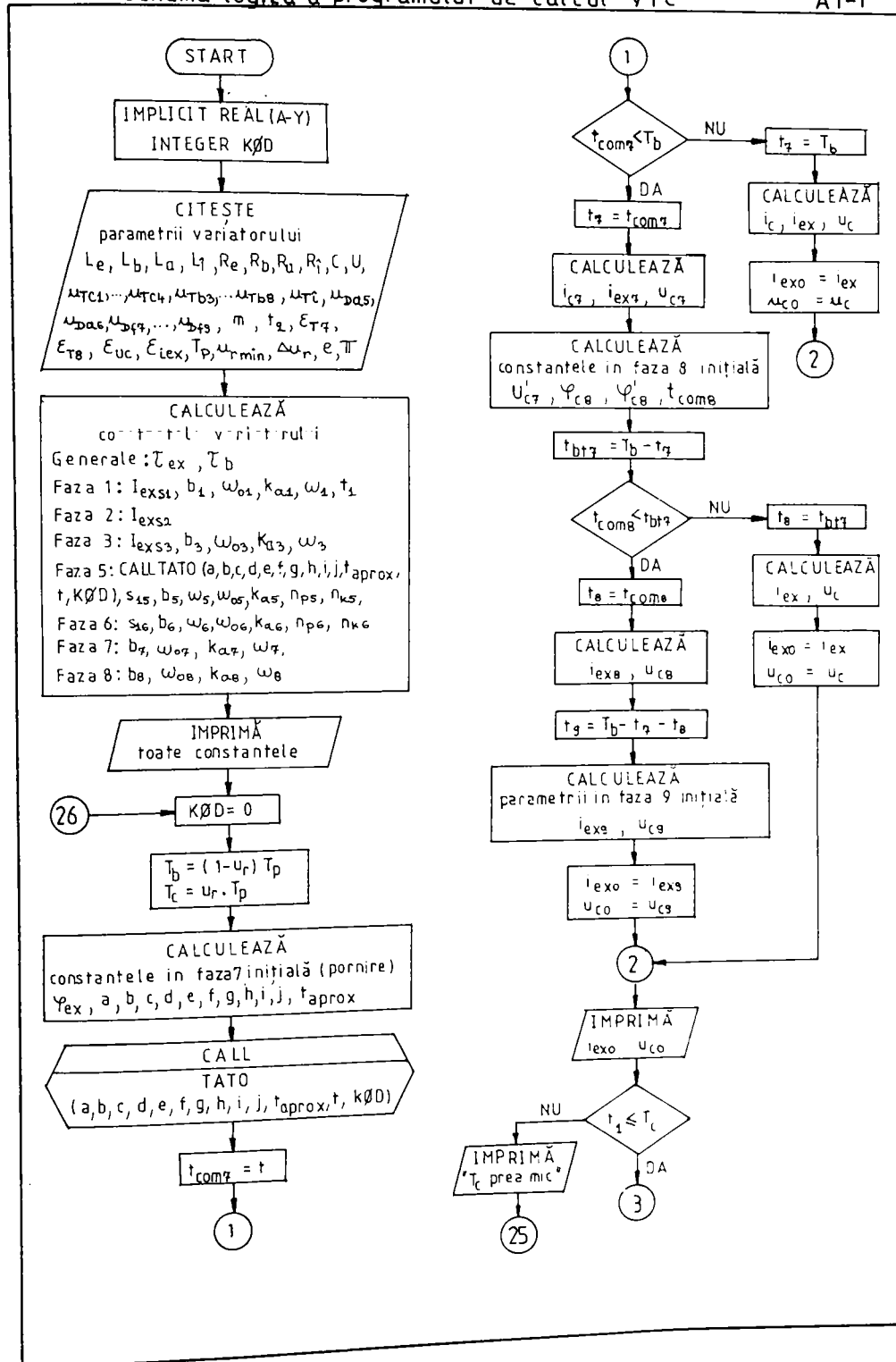
- / A1 / Abașkin, I., V. Anikiev, I.P., Eksperimentalnîe issledovania kommutaționnîh perenapriajenii v elektriceskih teptiah dizel-generatornoi ustanovki 2D 100. Trudî MIIT, Vîp.321, Izdatelstvo "Transport", Moskva 1970.
- / A2 / Agheikin, D.I., Kostina, E.N., Kuznețova, N.N., Daciki sistem avtomaticeskogo kontrolea i regulirovanii. Mașghiz, Moskva 1959.
- / A3 / Aramă, C., Corectarea caracteristicilor motoarelor supraalimentate cu aprindere prin comprimare. In: Metalurgia și Construcția de mașini Nr.11/1962.p.995-997.
- / A4 / Aramă, C., Dudaș, T., Grünwald, B., Manole, A., Instalații pentru alimentarea cu combustibil a motoarelor cu ardere internă. Editura Tehnică, București 1966.
- / B1 / Babuția, I., Petruescu, M., Automatizări electronice în construcția de mașini. Editura Facla, Timișoara 1983.
- / B2 / Bașta, T.M., Ghidroprivod i ghidropnevnoavtomatika. Mașinostroenie, Moskva 1972
- / B3 / Bătagă, N. și alții. Motoare termice. EDP București 1979.
- / B4 / Biacs, N., Vasúti vontatójárművek villamos erőtávittele és vezérlése. Tankönyvkiadó, Budapest 1966.
- / B5 / Bodea, M., ș.a. Diode și tiristoare de putere. Manual de utilizare V.I. Performanțe. Editura Tehnică, București 1989.
- / B6 / Boldov, N.A., Stepanov, A.D., Teploelektriceskii podvijnoi sostav. Izdatelstvo "Transport", Moskva 1968.
- / B7 / Borodulin, I.P. ș.a. Tiristornîi reguleator vozbuđeniiia dlea teplovozov s elektriceskoi peredacei. Trudî MIIT, Vîp. 321., Izdatelstvo "Transport", Moskva 1970.
- / B8 / Borodulin, I.P., Sașco, N.A., Ispîtaniiia tiristorного reguleatora vozbuđeniiia. Trudî MIIT, Vîp.321., Izdatelstvo "Transport", Moskva 1970.
- / B9 / Borodulin, I.P., ș.a., Sistema vozbuđeniiia glavnogo gheneratora i pitaniia tepei upravleniiia teplovoza ot trehfaznogo sinhronnogo gheneratora. Sbornik tezisov naucinoi konferențiii po tiristorno-impulsnomu regulirovaniiu, Moskva 1971.
- / B10 / Borodulin, I.P., Sașco, N.A., Ekspluataționnîe ispitaniiia tiristorного reguleatora vozbuđeniiia na teplovoze tipa TE10. Trudî MIIT, Vîp. 363, Izdatelstvo "Transport", Moskva 1971.
- / B11 / Borodulin, I.P., ș.a. Primenenie sinhronnogo gheneratora i vîpreamitelei dlea pitaniia tepei upravleniiia i vozbuđeniiia glavnogo gheneratora. Trudî MIIT, Vîp. 363, Izdatelstvo "Transport", Moskva 1971.
- / B12 / Boros, A., Villamos mérésék. Műszaki Könyvkiadó, Budapest 1978.
- / B13 / Bucur, C.M., Metode numerice. Editura Facla, Timișoara 1973.
- / B14 / Buda, C. Elemente de reglaj și automatizare. EDP, București 1975.
- / B15 / Burdubuș, I., Frânarea electrodinamică a locomotivelor diesel - o nouă metodă de modificare a forței de frânare. Aplicații la locomotiva diesel-electrică Co-Co 2100CP. Teză de doctorat 1978.
- / B16 / Burdubuș Fl., Burdubuș, I., Popescu, A., Unele aspecte teoretice și experimentale ale funcționării în comun a asamblului motor diesel-generator sincron - redresor cu aplicație la locomotiva diesel electrică Co-Co 2940kW (4000 CP) EEA - Electrotehnica, 27 (1979), Nr.6, p.261.
- / C1 / Călin, S., Reglatoare automate. EDP, București 1976.

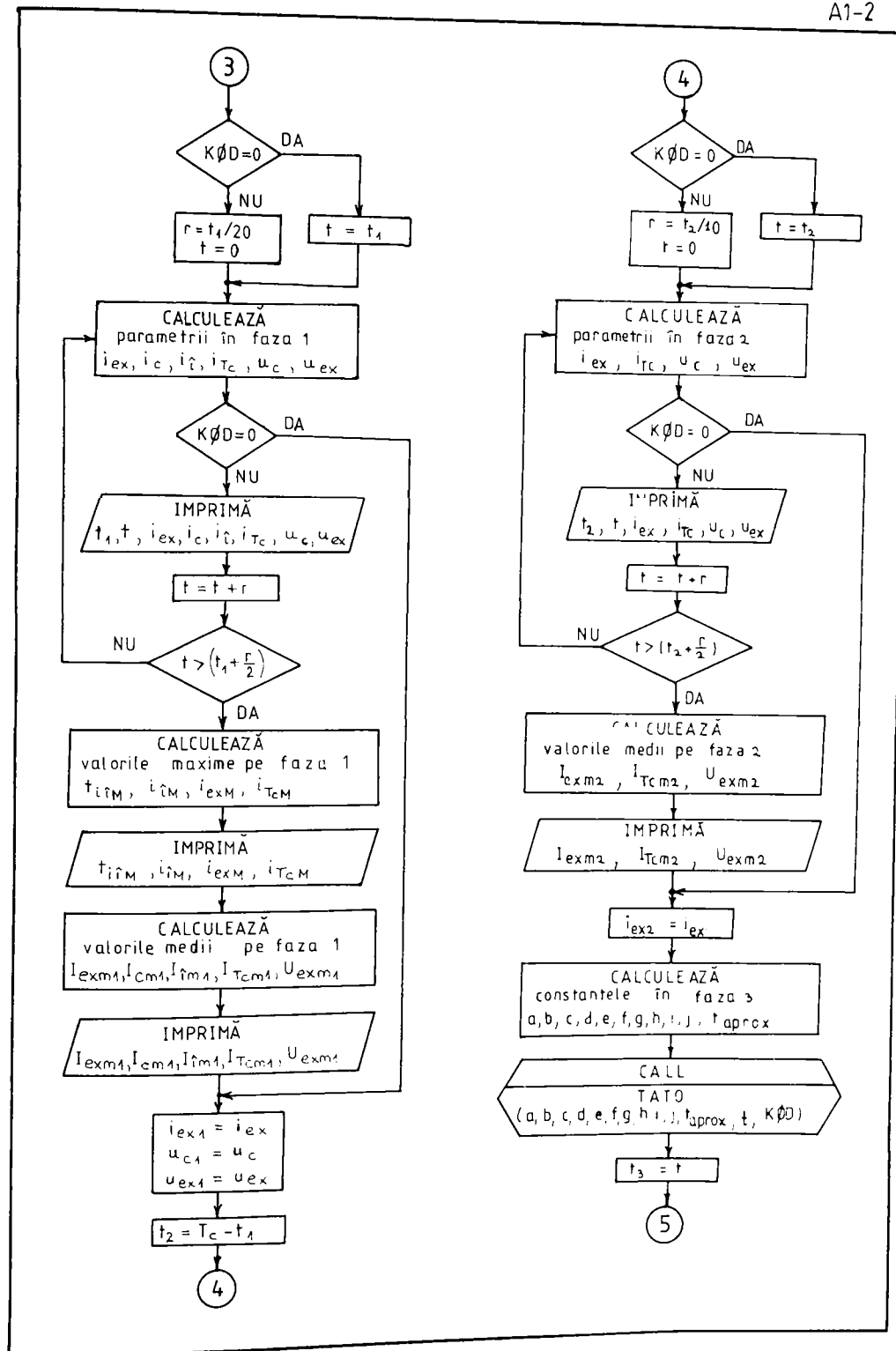
- / C2 / Ciortan, P., Critères de classification et clasification des systèmes de réglage automatique utilisés sur les locomotives diesel-electriques. "Rail International", Juillet-Aout 1972.
- / C3 / Crudu, M., Kovács, Fr., Perju, D., Gligor, O., Turos, Gh., Studiul insensibilității regulatorului, LDA - 28. Lucrările simpozionului de mecanisme și transmisii mecanice, Reșița 1976, p.554-560.
- / D1 / Damachi, E., Tunsoiu, A., Doboș, L., Tomescu, N., Electronică. EDP. București 1979.
- / D2 / Dordea, T., Mașini electrice. EDP., București 1977.
- / D3 / Dorn, W.S., Cracken, D.D., Metode numerice și programe în FORTRAN IV. Trad. din limba engleză. Editura Tehnică, București 1976.
- / E1 / Epstein, A. S., Kanilo, D.M., Dolghih, I.D., Rasciot perehodnih proțessov v sisteme avtomaticeskogo regulirovaniia ceastof vrasčeniia i nagruzki teplovoznogo dizeli - ghegenera 10 D 100. Vestnik VNIIT Nr.2/ 1976.
- / F1 / Florea, S., Dumitrache, I., Elemente de execuție hidraulice și pneumatice. EDP., București 1976.
- / G1 / Gakkel, E. Ia., Rudaia, K. I., Proectirovanie i rasciot elektriceskoi peredaci teplovoza. Izdatelstvo "Transport", Moskva 1972.
- / G2 / Gakkel, E. Ia., Rudaia, K. I. ș.a. Elektriceskie mașini i elektroborudovanie teplovozov. Izdatelstvo "Transport", Moskva 1975.
- / G3 / Gheorghiu, S., Fransua, Al., S., Tratat de mașini electrice Vol. IV - Mașini sincrone. Editura Academiei, București 1972.
- / G4 / Gille, J.G., Decauln, P., Pelegrin, M., Teoria și calculul sistemelor de reglare automată. Editura Tehnica, București 1962.
- / H1 / Hoancă, V., Motoare termice de tracțiune. Lito IP"TV" Timișoara 1975.
- / I1 / Iacob, C., Cristea, C., ș.a. Matematici clasice și moderne Vol. I. Editura Tehnică, București 1978.
- / I2 / Idelcik, I.E., Spravocinik po ghidravliceskim soprotivleniiam. Moskva-Leningrad, Gosenergoizdat 1960.
- / I3 / Ionescu, D.V., Ecuații diferențiale și integrale. EDP., București 1972.
- / I4 / Iosif, N., ș.a. Tiristoare și module de putere. Catalog. Editura Tehnică, București 1984.
- / K1 / Kelemen, A., Imecs, M., Mutatoare. EDP, București 1978.
- / K2 / Kelemen, A., Imecs, M., Matlac, I., Titz, G., Mutatoare - aplicații. EDP., București 1980.
- / K3 / Kelemen, A., Imesc M., Electronică de putere. EDP., București 1983.
- / K4 / Kostromin, A.M., Beskontaktnii reguleator moșcinosti dizel-ghegeneratornoi ustanovki teplovoza s ispolzovaniem poluprovodnikovih elementov. Trudı MIIT, Vip. 130, Moskva 1960.
- / K5 / Kostromin, A.M., K voprosu o regulirovanii dizel-ghegeneratornoi ustanovki teplovoza. Trudı MIIT. Vip. 141, Moskva 1961.
- / K6 / Kostromin, A.M., Issledovanie dinamiki dizel-ghegeneratornoi ustanovki teplovoza. Trudı MIIT. Vip. 141, Moskva 1961.
- / K7 / Kostromin, A.M. Opredelenie optimalnih rejimov upravleniia teplovozom po ego ekonomiceskim harakteristikam. Trudı MIIT, Vip. 627, Moskva 1979.
- / K8 / Kovács, Fr., Hoancă, V., Crudu, M., Ionescu, N., Turos, Gh., Studiul teoretic și experimental al regulatorului LDA - 28. Protocol de colaborare cu ICM Reșița:
FAZA 1 - Studiul dinamic al regulatorului LDA-28 pe cale analitică 1972.
FAZA 2 - Studiul dinamic al regulatorului LDA-28 pe cale experimentală 1973.
FAZA 3 - Studiul insensibilității regulatorului. Soluții constructive 1974.
- / K9 / Kovács, Fr., Crudu, M., Balekics, M., Ionescu, N., Pomersheim, A., Turos, Gh., ș.a. Studiul dinamic al regulatorului LDA-28 pe cale experimentală. Lucrările simpozionului de mecanisme și transmisii mecanice, Reșița 1976, p.640 - 646.
- / K10 / Kováčsházi, E., Nehéz dieselmotorok. Műszaki Könyvkiadó. Budapest 1968.

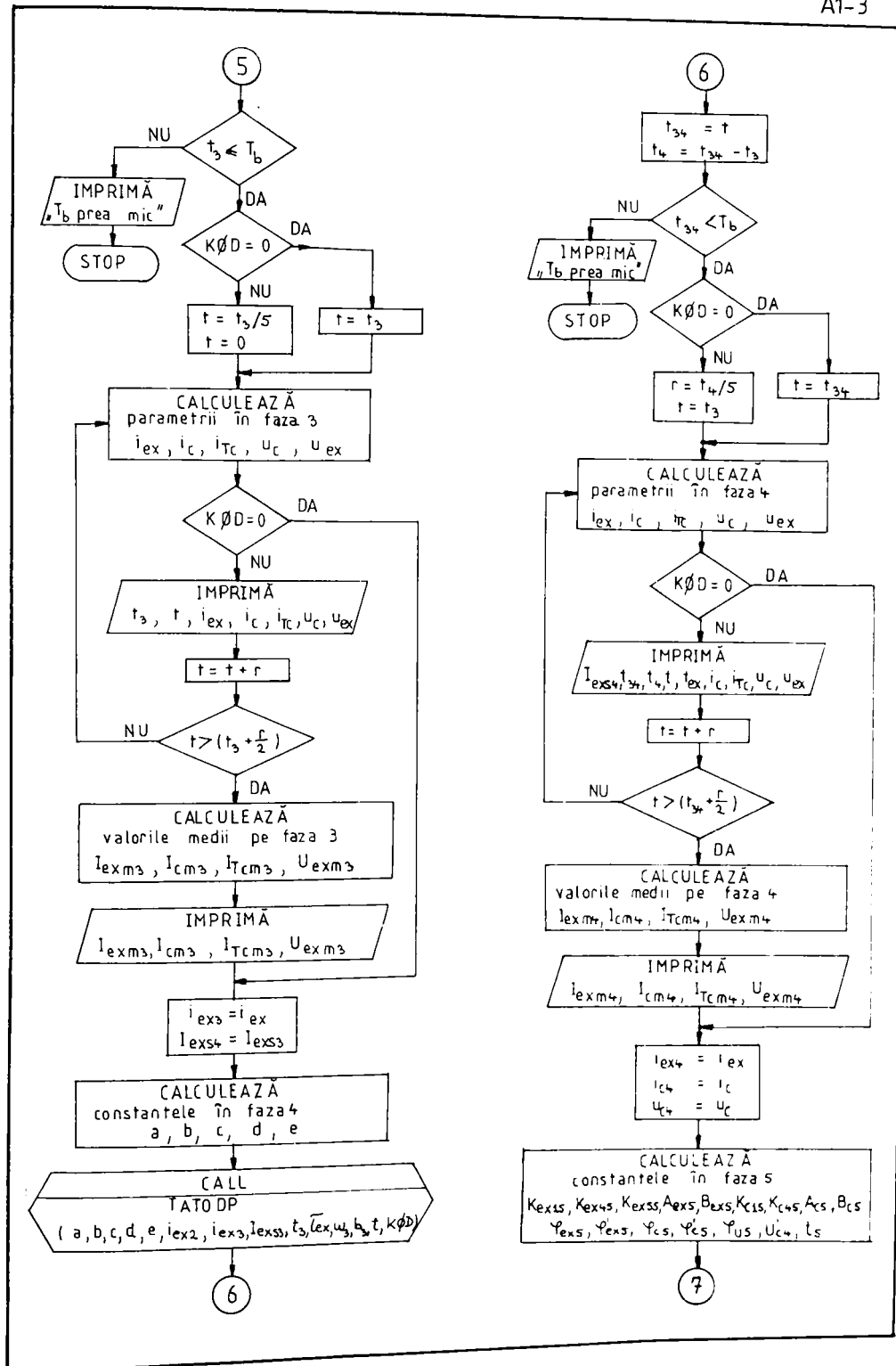
- / K11 / Krutov, V.I. Avtomaticheskoe regulirovanie dvigatelei vnutrennego sgoraniia. Maşghiz, Moskva 1963.
- / K12 / Kuzmici, V.D., Beskontaktnii reguleator vozbuĳdeniia glavnogo għeneratora teploza. Trudi MIIT Vĳp.141, Moskva 1961.
- / L1 / Lichtenberg, A., Schendel, C., Neuartige Steuerung und Regelung fųr die dieselelektrische Locomotive DE 2000. Siemens Z. Nr.1/1965.
- / L2 / Luzin, N.N., Calculul integral. Editura Tehnică, Bucureşti 1955.
- / M1 / Mezei, I., Korszerų diesel-mozdonyok. Mųszaki Kųnyvkiadų, Budapest 1967.
- / M2 / Meyer, M., Tiristoarele ĳn practică. Mutatoare cu comutaĳie forĳată. Editura Tehnică, Bucureşti 1970.
- / M3 / Mihoc, D., Ceapăru, M., Teoria ųi elementele sistemelor de reglare automată. EDP., Bucureşti 1980.
- / N1 / Negreanu, A., Frecvenĳa optimă la reglarea motoarelor serie de curent continuu prin lăĳimi de impulsuri de tensiune. Teză de doctorat, Timişoara 1970.
- / N2 / Negreanu, A., Turos Gh., Influenĳa redresării curentului asupra caracteristicilor de tracĳiune, la locomotivele diesel cu transmisie ĳn curent alternativ-curent continuu. Buletinul ųtiinĳific ųi tehnic al IP"TV" Timişoara, Seria mecanică, Tom 24(38) Fasc. 1, 1979, p.135-139.
- / N3 / Nica, A.ş.a. Alegerea ųi utilizarea lubrifianĳilor ųi combustibililor pentru motoare termice. Editura Tehnică, Bucureşti 1978.
- / O1 / Oppelt, W., Tehnica reglării automate. Editura Tehnică, Bucureşti 1965.
- / P1 / Papadache, I., Automatica aplicată. Editura Tehnică, Bucureşti 1971.
- / P2 / Pielmus, F.M., Influenĳa dimensiunilor buĳşelor de amortizare 29 din servomecanismul de excitaĳie asupra sistemului de reglare automată de pe locomotivele diesel-electrice 060DA din parcul CFR., BDJ si PKP. Lucrare comunicată la Sesiunea ųtiinĳifică IPT, 1971.
- / P3 / Pielmus, F.M. Contribuĳii teoretice si experimentale la cinematica si cinetostatica regulatorului mecanic al motorului diesel LDA-28 de pe locomotiva diesel electrică 060-DA din parcul CFR. Rezumatul tezei de doctorat, Bucureşti 1972.
- / P4 / Ponner, I., Electrotehnică industrială. EDP., Bucureşti 1973.
- / P5 / Popa, Al., Comanda si reglarea automată a vehiculelor de tracĳiune feroviară CDPT-MTTC, Bucureşti 1974.
- / P6 / Popa, Al., Locomotive si automotoare cu motoare termice. EDP, Bucureşti 1978.
- / P7 / Popescu, A. Condacse, H., Văduva, Gh., Bloc electronic de reglare pentru locomotiva diesel EEA - Electrotehnica, 27(1979), Nr.6; p.279.
- / P8 / Popovici, D., Frânărea recuperativă cu variatoare de tensiune continuă la maşinile de curent continuu. Teză de doctorat. Timişoara 1980.
- / P9 / Preda, M., Cristea, P., Bazele electrotehnicii Vol.I.-II. EDP., Bucureşti 1980.
- / P10 / Preitl, ųt., Precup, R.F., Porumb, A., Elemente de reglare automată Vol.I. Lito UPT - Timişoara 1996.
- / P11 / Preobrajenski, V.P., Măşuri ųi aparate de măsurat termotehnice. Trad.l.rusă Editura Tehnică, Bucureşti 1960.
- / R1 / Răduĳi, C., Nicolescu E., Maşini electrice rotative fabricate ĳn România. Editura Tehnică, Bucureşti 1981.
- / R2 / Rudaia, K.I., Beskontaktnie ustroistvo teplovozov. Trudi MIIT. Vĳp 321. Izdatelstvo "Transport", Moskva 1970.
- / R3 / Rudaia, K.I., Kostromin, A.M., Beskontaktnii reguleator moşcinosti teplovoza na poluprovodnikah. -Electriceskaia i teplovoznaia teaga, Nr 8/ 1961.
- / R4 / Rudaia, K.I., Lisiĳin, E.V., Beskontaktnii reguleator moşcinosti na poluprovodnikah. Elektriceskaia i teplovoznaia teaga, Nr.5/ 1964.
- / R5 / Rudaia, K.I. Lisiĳin, E.V., Beskontaktnii reguleator moşcinosti dlea teplovozov s dizel-għeneratornoi ustanovkoi tipa D50. Trudi MIIT, Vĳp.243. Izdatelstvo "Transport", Moskva 1967.

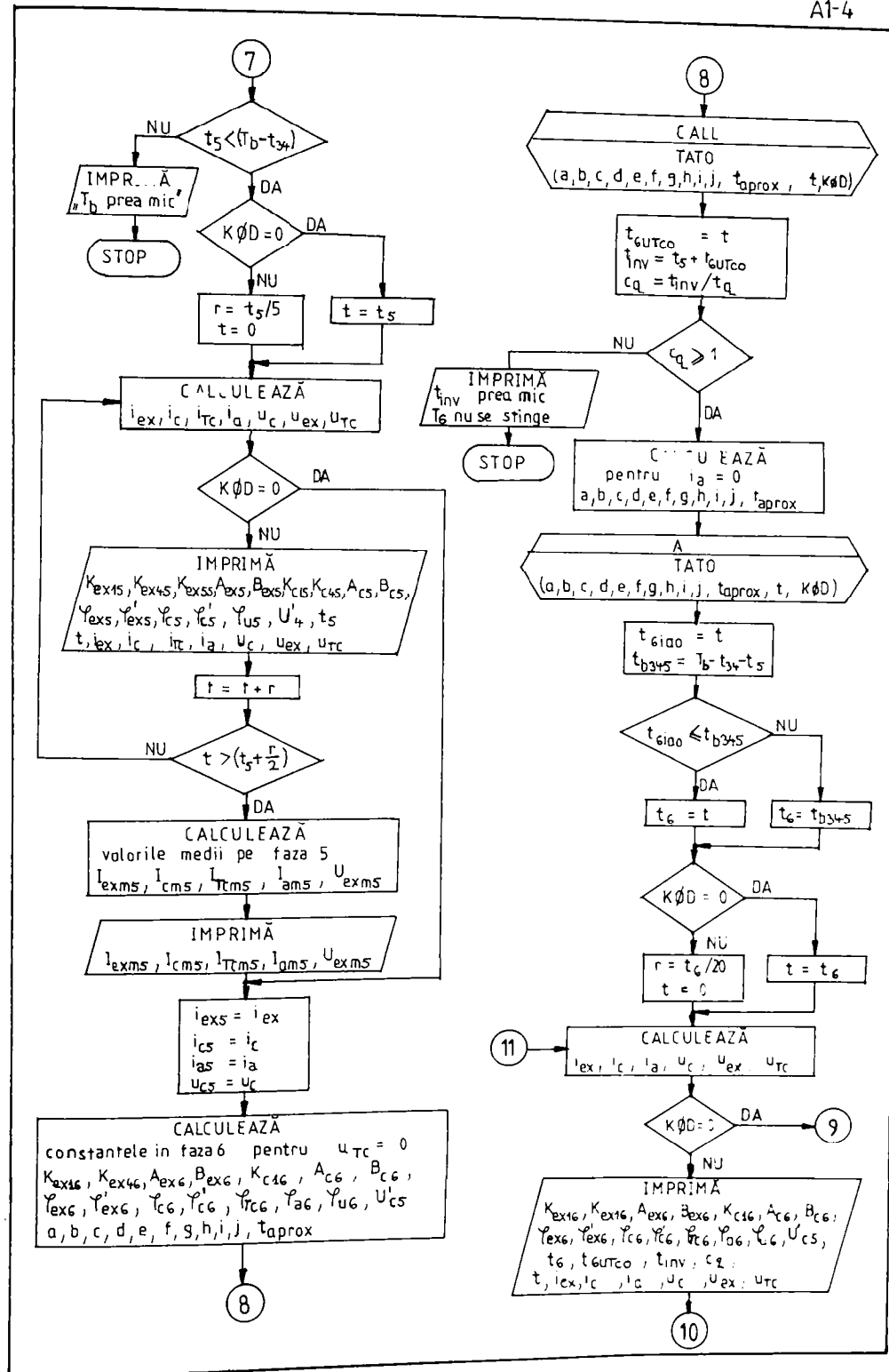
- / R6 / Rudaia, K.I., Lisițin, E.V., Beskontaktñii reguleator moșcinosti i puskovogo toka dlea teplovoza TE3. Trudñ MIIT, Vñp.278, Izdatelstvo "Transport" Moskva 1968.
- / R7 / Rudaia, K.I., Lisițin, E.V., Reguleatorñ moșcinosti, puskovogo toka i skema prekrașeniia boksovaniia dlea teplovoza TE3. Trudñ MIIT, Vñp.278, Izdatelstvo "Transport", Moskva 1968.
- / R8 / Rudaia K.I., Lisițin, E.V., Impulsnaia sistema regulirovaniia vozbuđeniia vozbuđitelea dlea teplovoza TE3. Trudñ MIIT, Vñp 321, Izdatelstvo "Transport", Moskva 1970.
- / R9 / Rudaia, K.I., Sașko, N.A., Analiticeskoe issledovanie proșessov b gñeneratore impulsov dlea upravleniia silovñmi tiristorami. Trudñ MIIT, Vñp.321, Izdatelstvo "Transport", Moskva 1970.
- / R10 / Rudaia, K.I., Borodulin, I.P., Anikiev, I.P., Extremalnoe regulirovanie dizel-gñeneratornoi ustanovki. Trudñ MIIT, Vñp. 363, Izdatelstvo "Transport", Moskva 1971.
- / S1 / Savant, C.J., Calculul sistemelor automate. Editura Tehnică, București 1967.
- / S2 / Sașko, N.A., Issledovanie na AVM gñeneratora - impulsov dlea upravleniia silovñmi tiristorami. Trudñ MIIT, Vñp 321, Izdatelstvo "Transport", Moskva 1970.
- / S3 / Sașko, N.A. Issledovanie energheticeskoi țepei teplovoza tipa TE10 s tiristorñm reguleatorom vozbuđeniia na elektronnoi modeli, Trudñ MIIT, Vñp. 363, Izdatelstvo "Transport", Moskva 1971.
- / S4 / Schmidt, F.A.F., Berechnungsmethoden zur Ermittlung von Leistung und Verbrauch von abgasturboaufgeladenen Viertakt-Dieselmotoren unter Veränderlichen atmosphärischen Bedingungen. MTZ (28) Nr. 1/1967 s. 1-9.
- / S5 / Sebastian, L., Automatica. EDP, București 1973.
- / S6 / Segal, L., Contribuții la studiul dinamicii sistemelor de comandă și reglare automată a locomotivelor diesel-electrice, la funcționarea cu economicitate optimă a motorului diesel. Teza de doctorat, București 1970.
- / S7 / Semionov, V.V., Stepura, E.F., Sistemñ upravleniia s nelineinñmi i vicislitelñmi blokami na magnitññ ùsiliteleah. Izdatelstvo Energhia, Leningrad 1968.
- / S8 / Solod, B.A., O nadejnosti rabotñ beskontaktññ ùstroistv na teplovozah. Trudñ MIIT, Vñp 321, Izdatelstvo "Transport", Moskva 1970.
- / S9 / Stepanov, A.D., Avtomaticeskoe regulirovanie moșcinosti v teplovozah i gazoturbovozah. Mașinostroenie, Moskva 1964.
- / S10 / Străinescu, I., Condruș, M., Tiristorul. Editura Tehnică, București 1968.
- / S11 / Strunghe, B.N., ș.a. Regulirovanie ceastoñ vrașeniia i moșcinosti dizel-gñeneratorov teplovoz. Izdatelstvo "Transport", Moskva 1976.
- / S12 / Stupel, F.A., Traductoare și convertoare electromagnetice. Editura Tehnică, București 1967.
- / T1 / Tiron, M. Prelucrarea statistică și informațională a datelor de măsurare. Editura Tehnică, București 1977.
- / T2 / Todicesu, Al., Mecanica fluidelor și mașini hidropneumatice. EDP, București 1974.
- / T3 / Trandafir, R., Probleme de matematici pentru ingineri. Editura Tehnică, București 1977.
- / T4 / Turicin, A.M., Măsurarea electrică a mărimilor neelectrice. Editura Tehnică, București 1957.
- / T5 / Turos, Gh., Analiza sistemelor de reglare automată a puterii locomotivelor diesel-electrice. Referat doctorat, Timișoara 1970.
- / T6 / Turos, Gh., Influența regimurilor de lucru ale locomotivei asupra stabilității funcționării grupului motor diesel-generator. Referat doctorat, Timișoara 1970.
- / T7 / Turos, Gh., Adaptarea standului pentru studiul transmisiilor electrice din laboratorul de material rulant și metodologia încercărilor. Referat doctorat, Timișoara 1970.
- / T8 / Turos, Gh., Negreanu, A., Stabilirea legii de variație a curentului de excitație la reglarea locomotivelor diesel cu transmisie în curent alternativ-continuu. I.P. "TV" Timișoara, Lucrări tehnico-stiințifice. Sesiunea de comunicări 1977 p. 95-99.

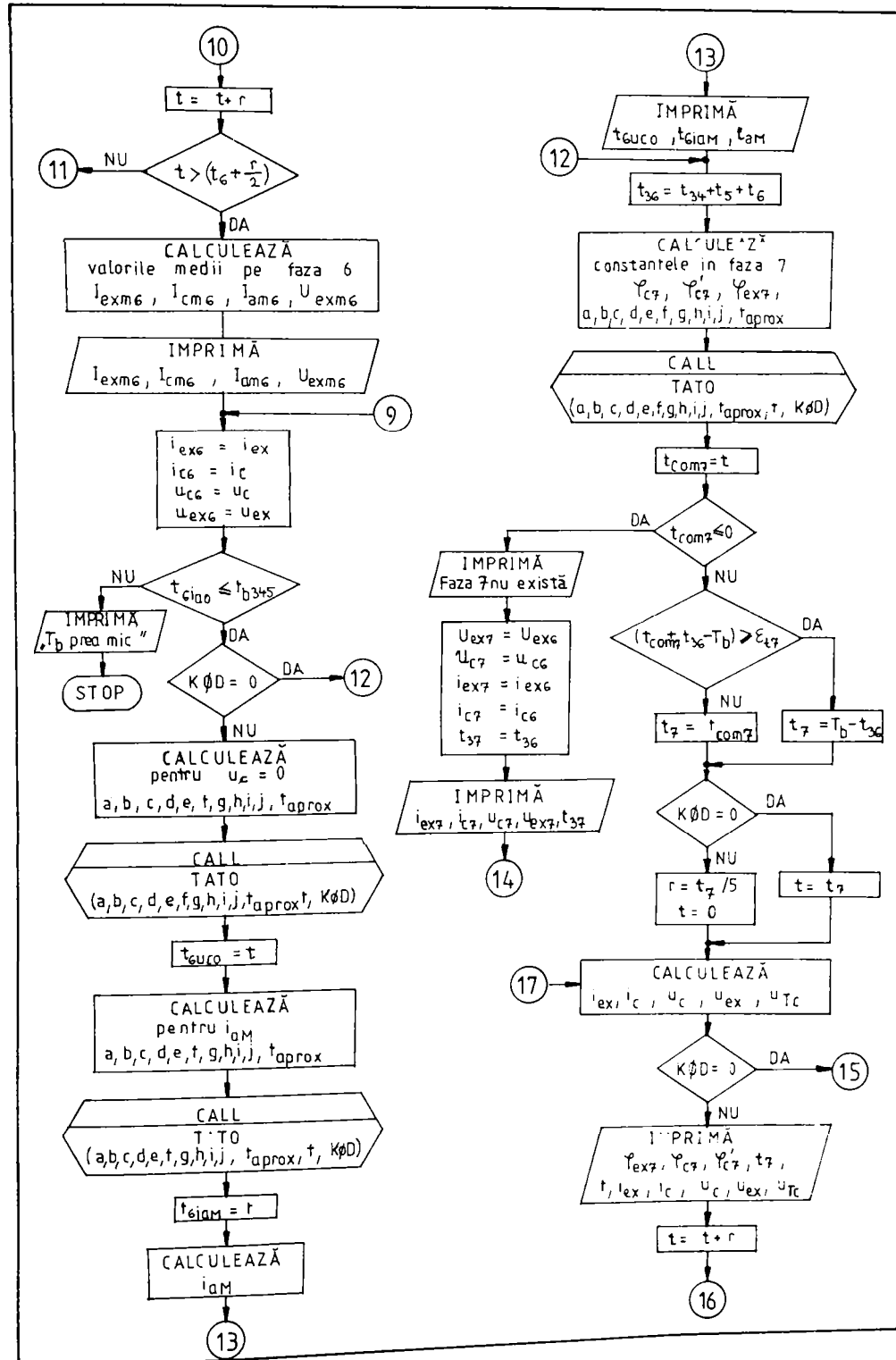
- / T9 / Turos,Gh., Condițiile impuse sistemelor de reglare automată pentru asigurarea funcționării cu economicitate optimă a motoarelor diesel de pe locomotivele diesel electrice. IP"TV" Timișoara. Lucrări tehnico-științifice. Sesiune comunicări 1977.p.99-104.
- / T10 / Turos,Gh., Zăgănescu,I., Influența regimului de funcționare a locomotivei asupra stabilității grupului motor diesel-generator. Buletinul științific si tehnic al IP"TV" Timișoara, Seria mecanică, Tom 27(41) 1982 p.89-96.
- / T11 / Turos,Gh., Adaptarea regulatorului tip Sulzer pe motorul diesel MB 836 Bb. Lucrările Syrom 85, București 1985, al IV-lea simpozion internațional-teoria și practica mecanismelor. Vol.IV.p.261....267.
- / T12 / Turos, Gh., Caracteristicile complexe ale motorului MB836 Bb, IP"TV"Timișoara și ICSITEE - Simpozionul de termotehnică și mașini termice, 1988.Vol .IV.p.47 - 54.
- / V1 / Varga,I., Vasúti Diesel - vontatójárművek mechanikus és hidrodinamikus hájtása. V.I., Tankönyvkiadó, Budapest 1964.
- / V2 / Vasiliev,D.V.ș.a. Calculul și proiectarea sistemelor de urmărire. Editura Tehnică, București 1966.
- / V3 / Vilkevici,B.I., Elektriceskie shemî teplovozov 2TE10L, TEP10 i TEP60. Izdatelstvo "Transport",Moskva 1971.
- / Z1 / Zăgănescu,I., Locomotive și automotoare cu motoare cu ardere internă. EDP, București 1968.
- / Z2 / Zăgănescu,I., Negreanu,A., Turos Gh., David,I., Stabilirea legii de variație a curentului de excitație independentă a generatorului locomotivei diesel-electrice, la funcționarea motorului diesel după o caracteristică dată de consum de combustibil. Buletinul științific și tehnic al IP"TV"Timișoara, Tom.14(28), Fasc. I/1969.p.265-272.
- / Z3 / Zăgănescu, I., Locomotive și automotoare cu motoare termice. EDP, București 1972.
- / Z4 / Zăgănescu,I., Budișan.N., ș.a. Cercetări privind reglarea automată a generatorului locomotivelor diesel-electrice în funcție de curentul de sarcină. Sesiunea de comunicări jubiliară organizată de Universitatea Craiova și Electroputere Craiova, 1973
- / Z5 / Zăgănescu,I., Negreanu,A., Hoancă,V., Turos Gh., Cercetări în vederea optimizării relațiilor de calcul pentru determinarea parametrilor constructivi energetici și funcționali ai generatorului sincron, grupului redresor, instalațiilor de reglare și comandă, în funcție de caracteristicile motoarelor electrice de tracțiune, la transmisiile trifazat-continuu ale locomotivelor diesel. Protocol pentru întreprinderea Electroputere Craiova. FAZA: tratare teoretică - 1973; FAZA: Verificări experimentale 1975; FAZA: Concluzii, indicații, recomandări - 1975.
- / Z6 / Zdrogov,V.B., Issledovanie energheticeskoi tepe i vibor sistemî regulirovaniia manevrogo teplovoza. Autoreferat la teza de doctorat, Leningrad 1967.
- / Z7 / Zinner,K., Wunsch,A., Leistungbemessung und Prüfung von aufgeladenen Viertact - Dieselmotoren unter geänderten atmosphärischen Bedingungen-Erläuterungen zur CIMAC - Empfehlung 1971. MTZ (32) Nr.11/1971, s.393-402.
- / ***1 /Indrumător de conducere economică a trenurilor pentru reducerea consumului de energie(motorină). ICPTT-DTV-București 1975.
- / ***2 /Instrucțiuni de exploatare pentru locomotiva diesel electrică de 2100 CP 060-DA .DGCF - Editura TTc, București 1961,1965.
- / ***3 /La régulation de puissance des locomotives diesel-electriques modernes.Prospect ACEC.
- / ***4 /STAS 6635-82 Motoare cu ardere internă pentru vehicule rutiere și tractoare agricole.
- / ***5 /Wireless transmission system PR9916A -/B. Philips Elektronik Industrie GmbH, Hamburg, 1971.
- / ***6 /Transistor regulation for locomotives. Railway Gazette (122), Nr.12 1966.
- / ***7 /Wegaufnehmer IWT 102, IWT 202, IWT 302, IWT 402. VEB RFT Messelektronik "Otto Schön" Dresden.

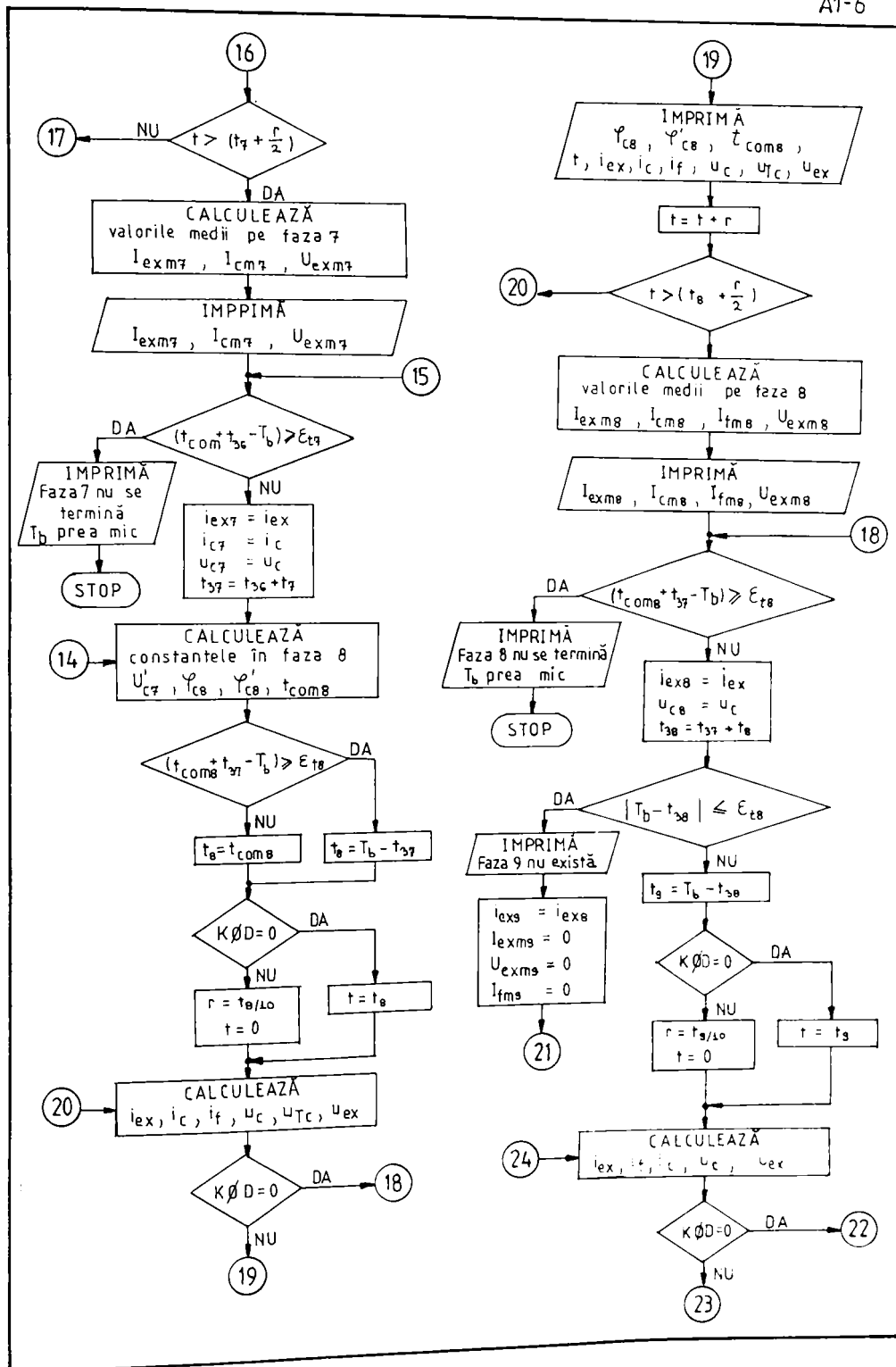


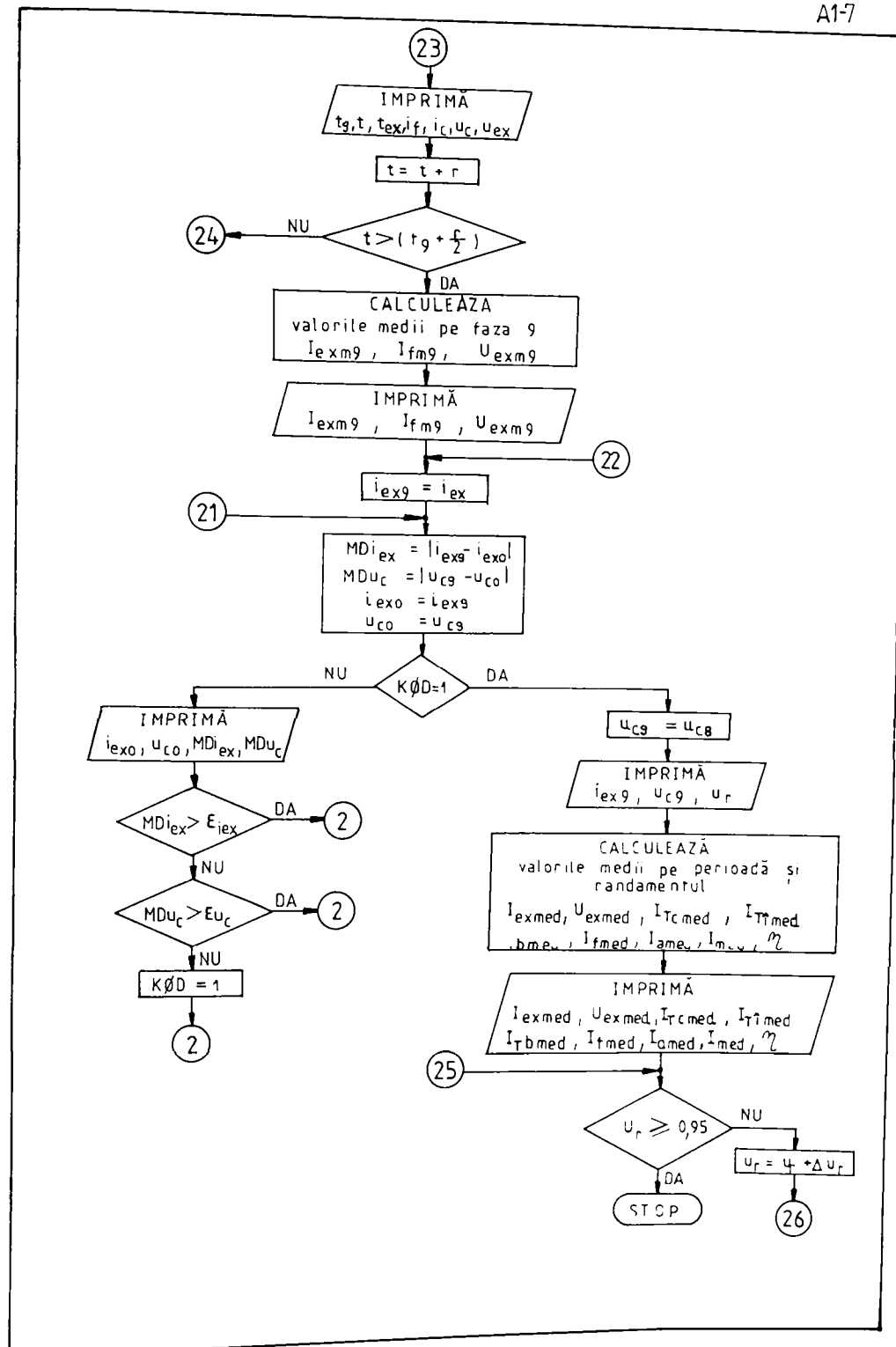


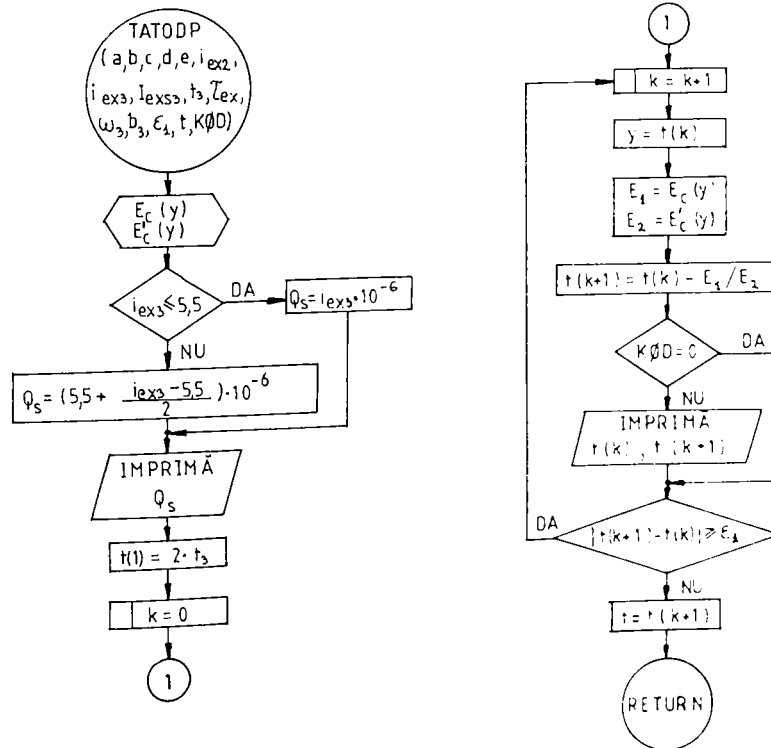
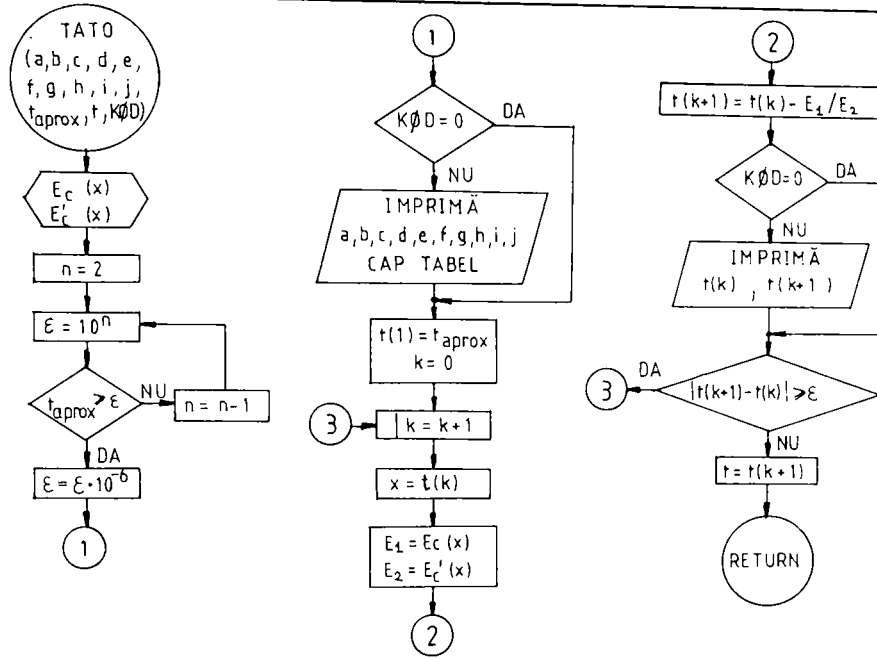






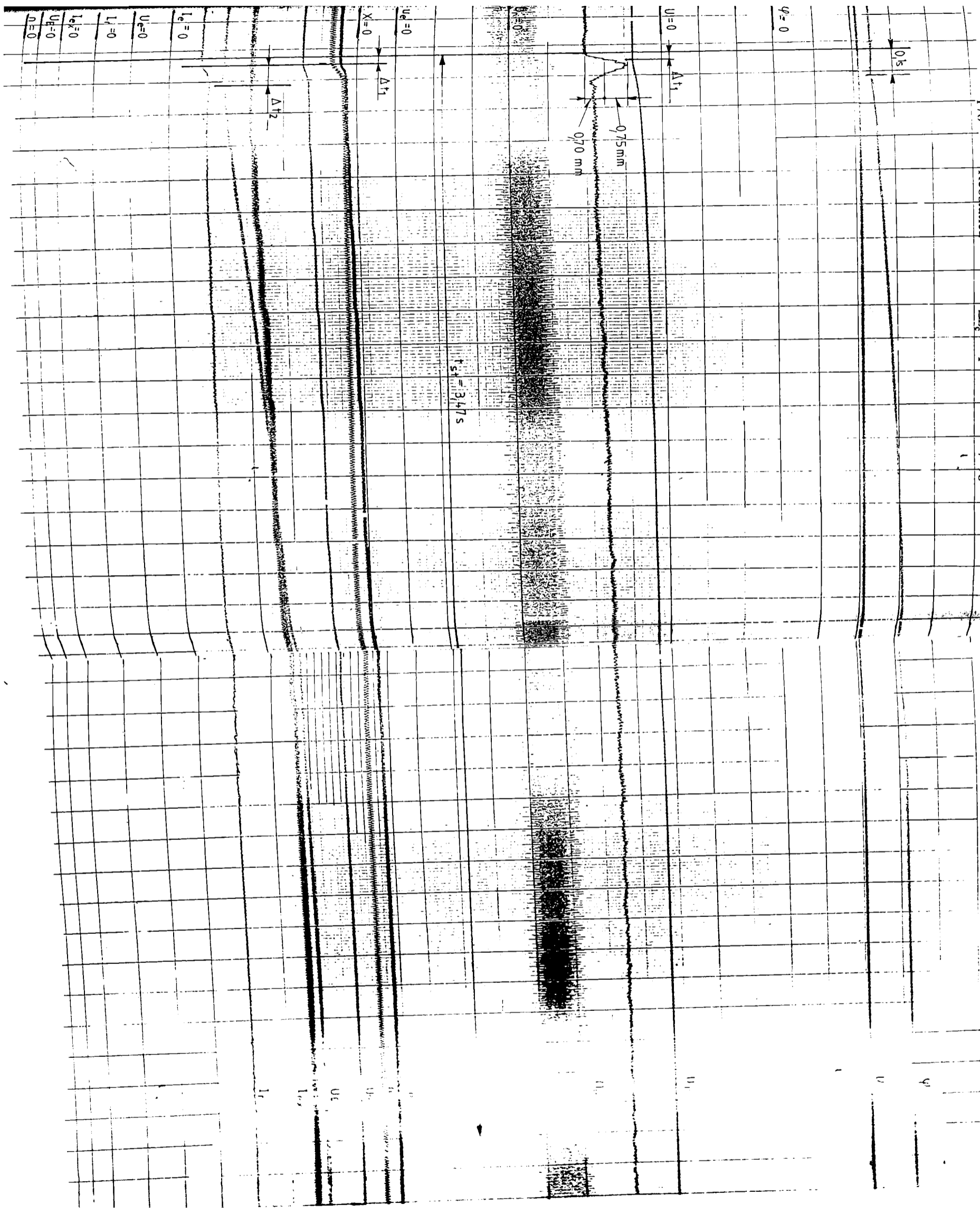


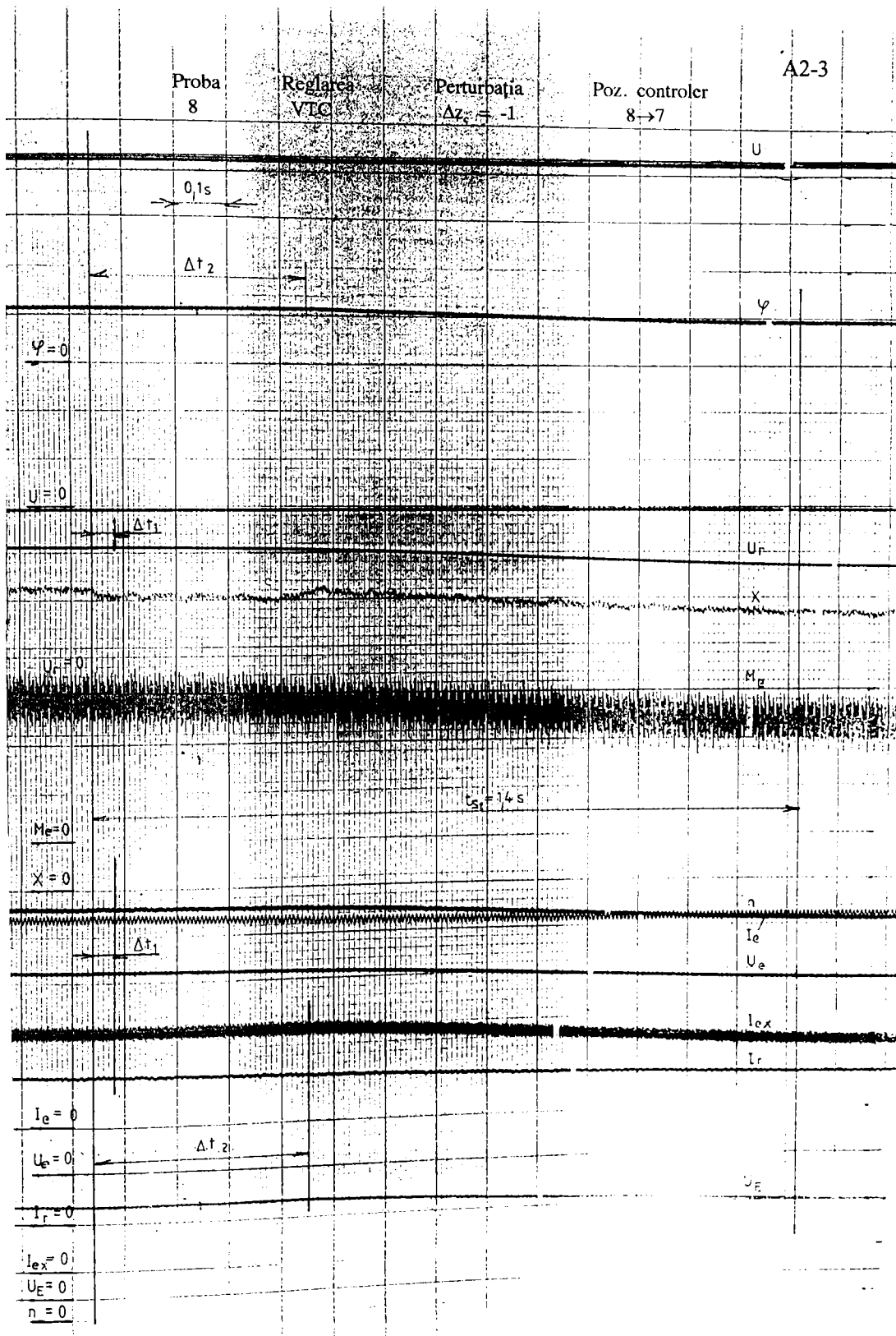


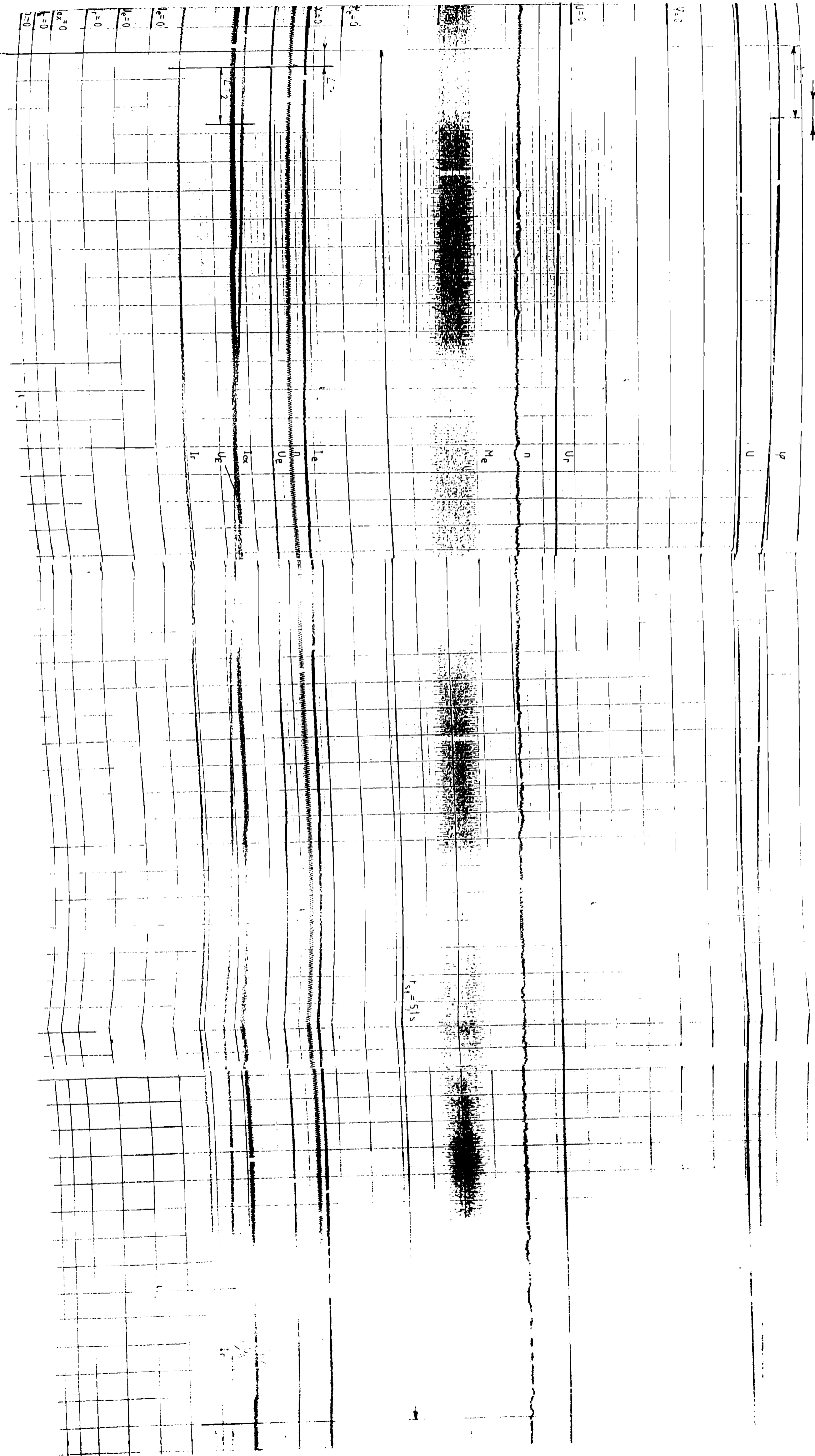


Proba 178
Roglarca Reostatică
Perturbăția $\Delta z_c = 1$
Poz. controler 7 → 8

A2-2







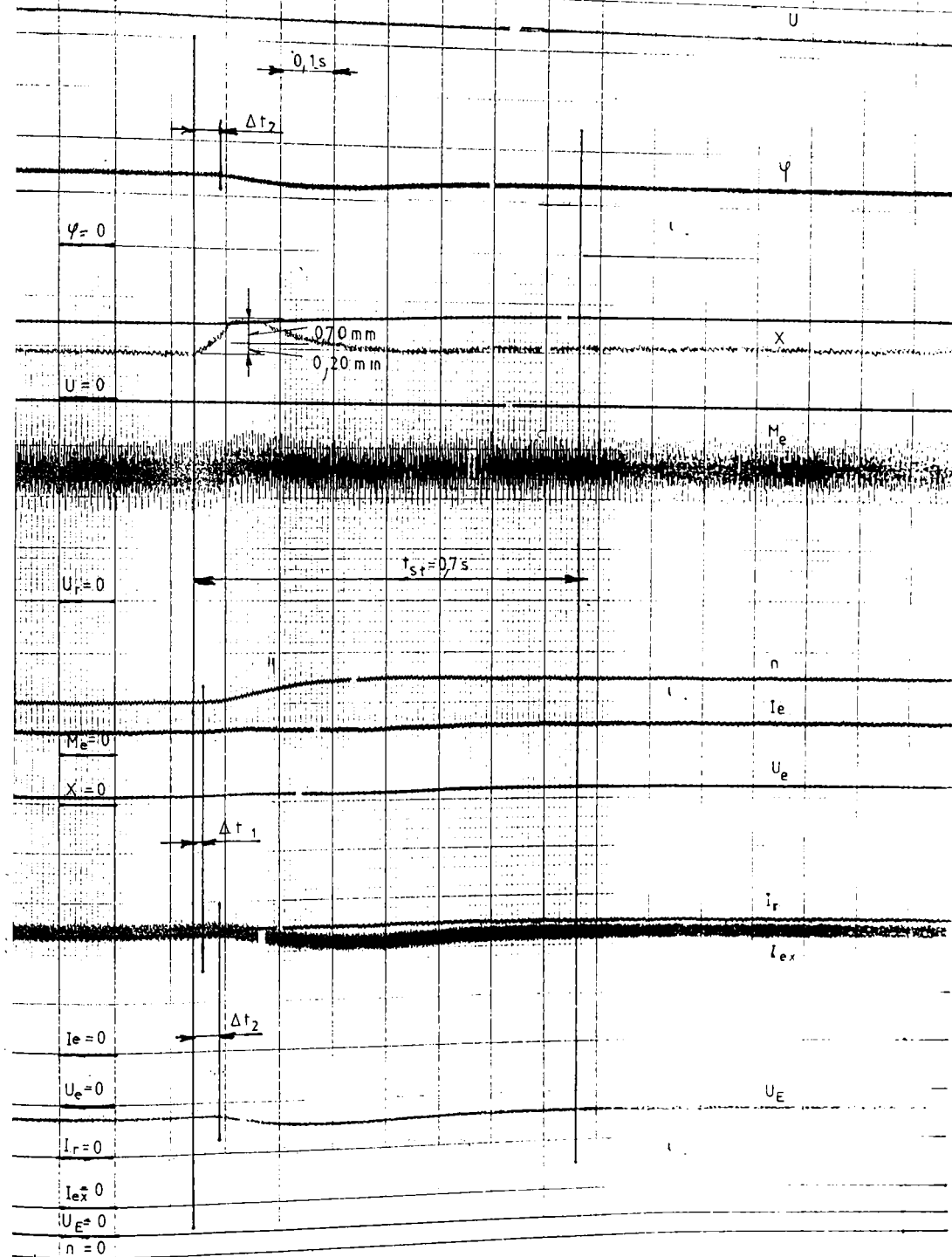
Proba
15

Reglarea
VTC

Perturbatia
 $\Delta z_c = 1$

Poz. contro
15 → 16

A2-5

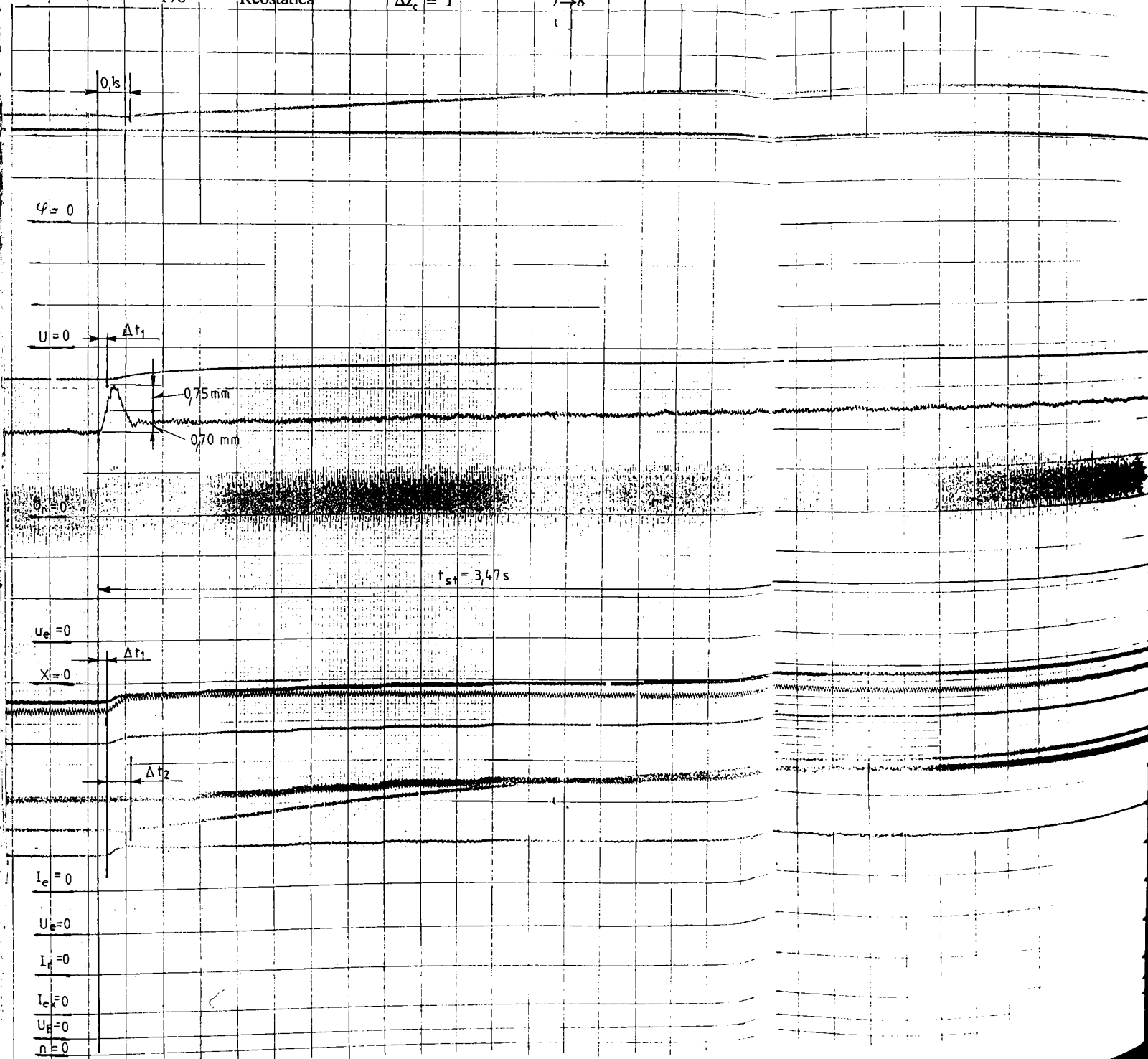


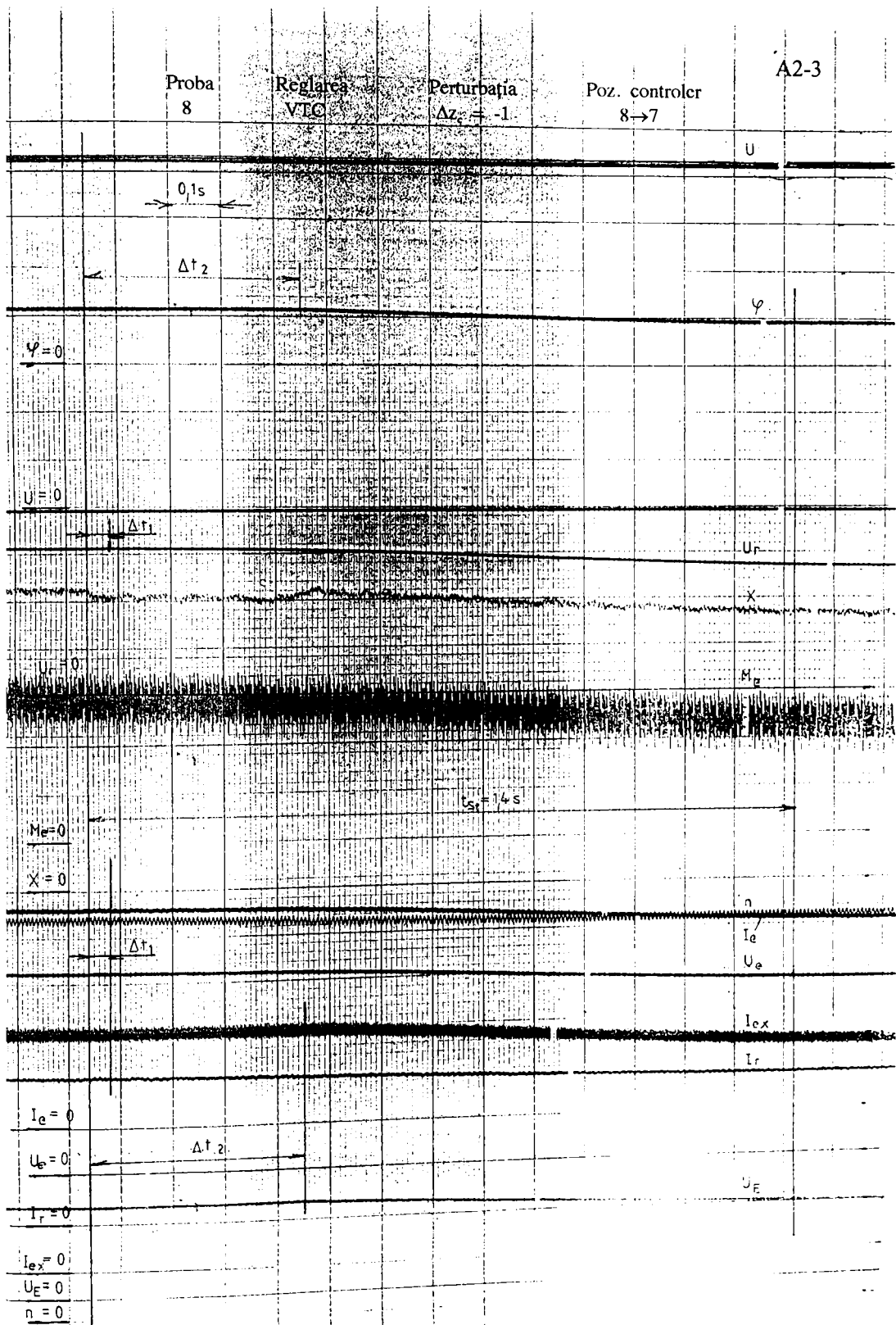
Proba
178

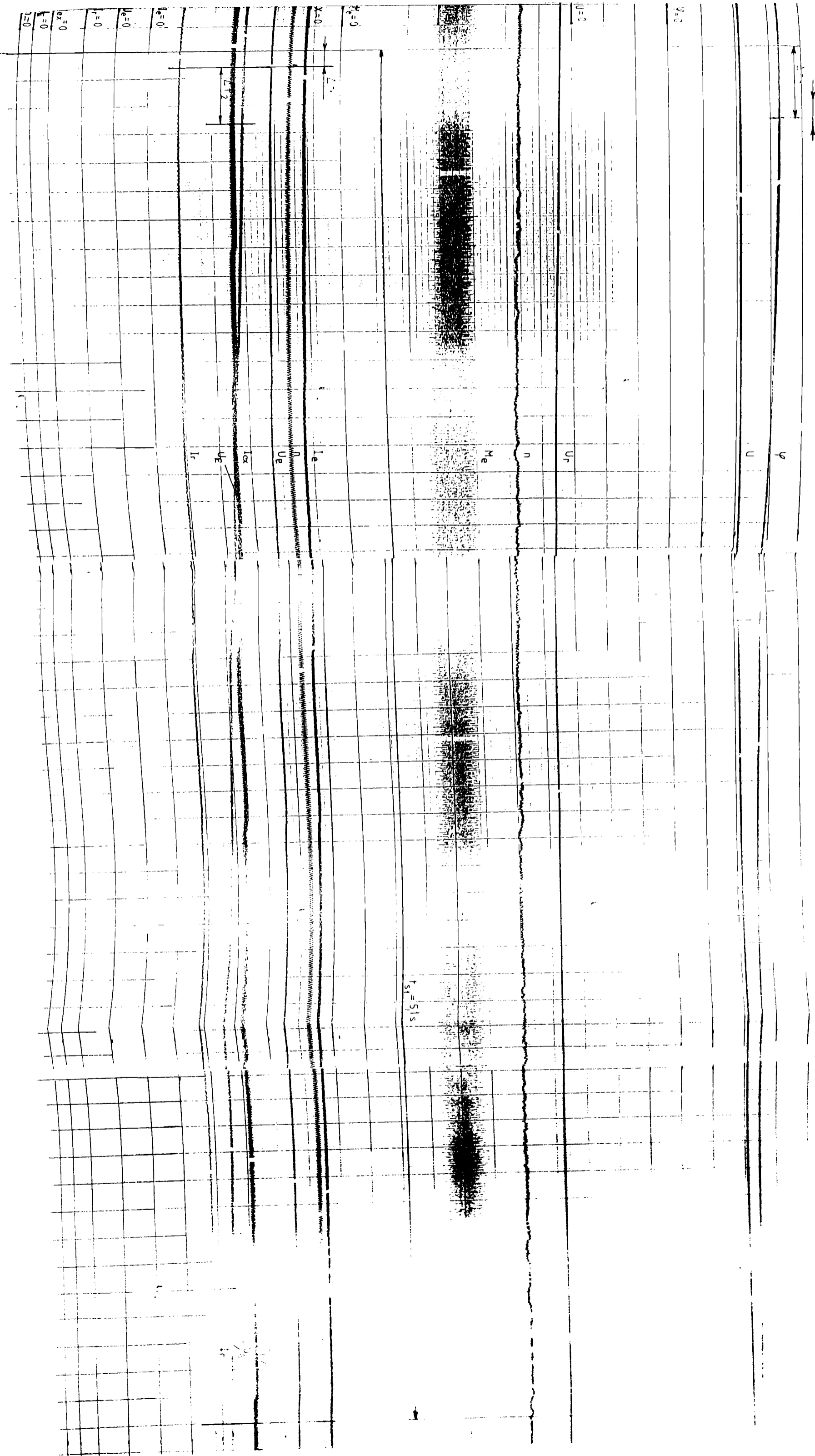
Reglarea
Reostatică

Perturbăția
 $\Delta z_c = 1$

Poz. controler
7 → 8







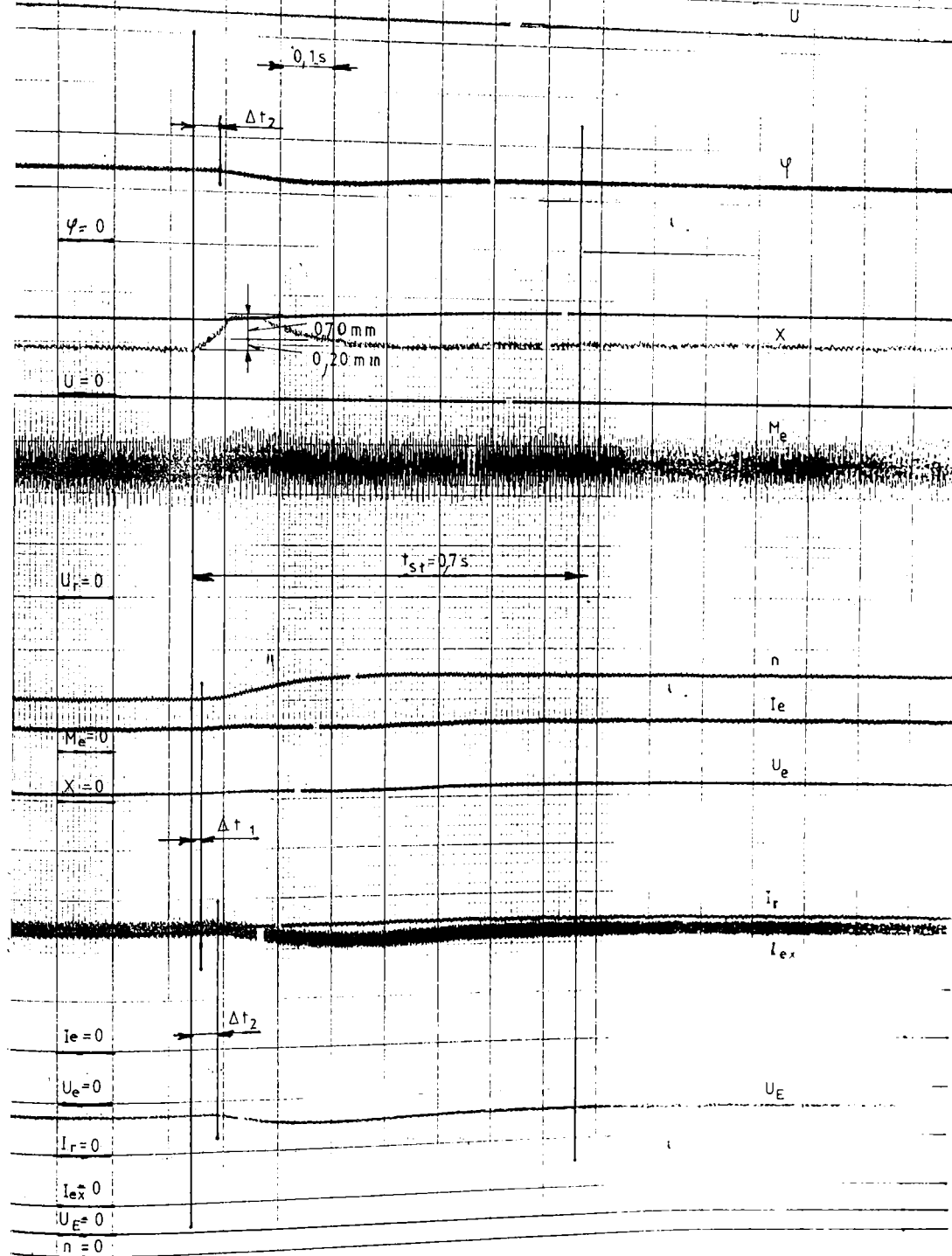
Proba
15

Reglarea
VTC

Perturbația
 $\Delta z_c = 1$

Poz. controler
15→16

A2-5



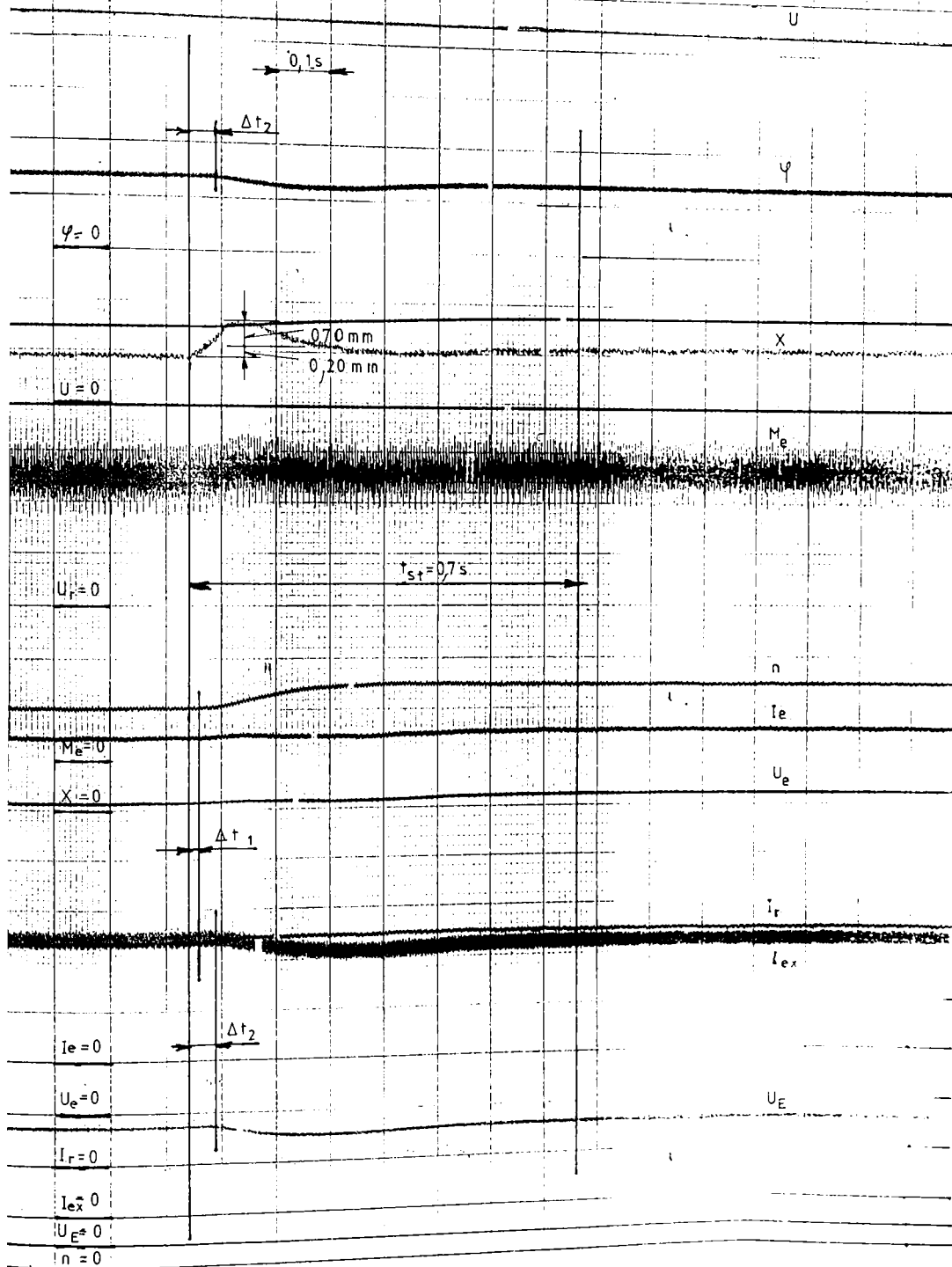
Proba
15

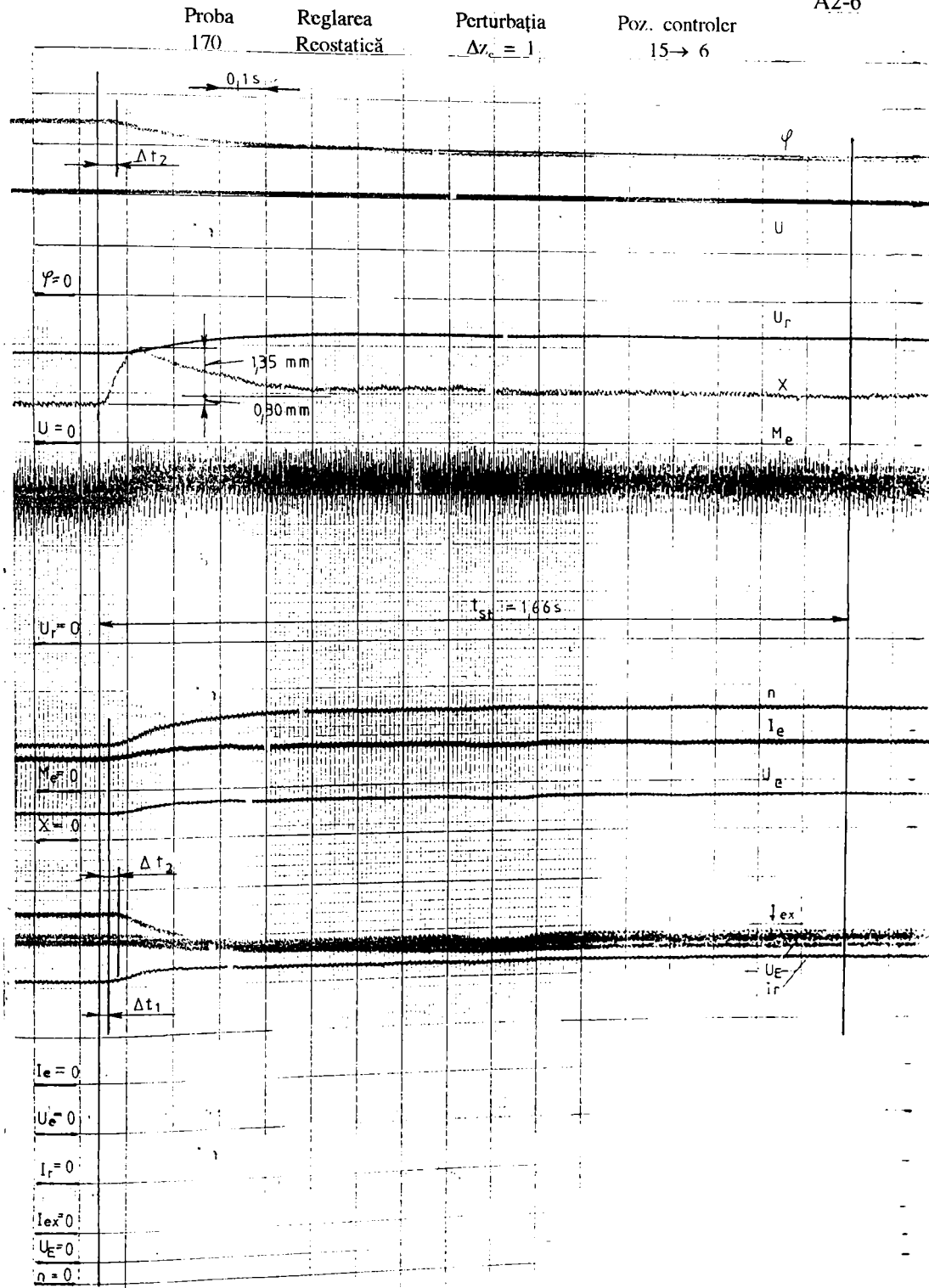
Reglarea
VTC

Perturbația
 $\Delta z_c = 1$

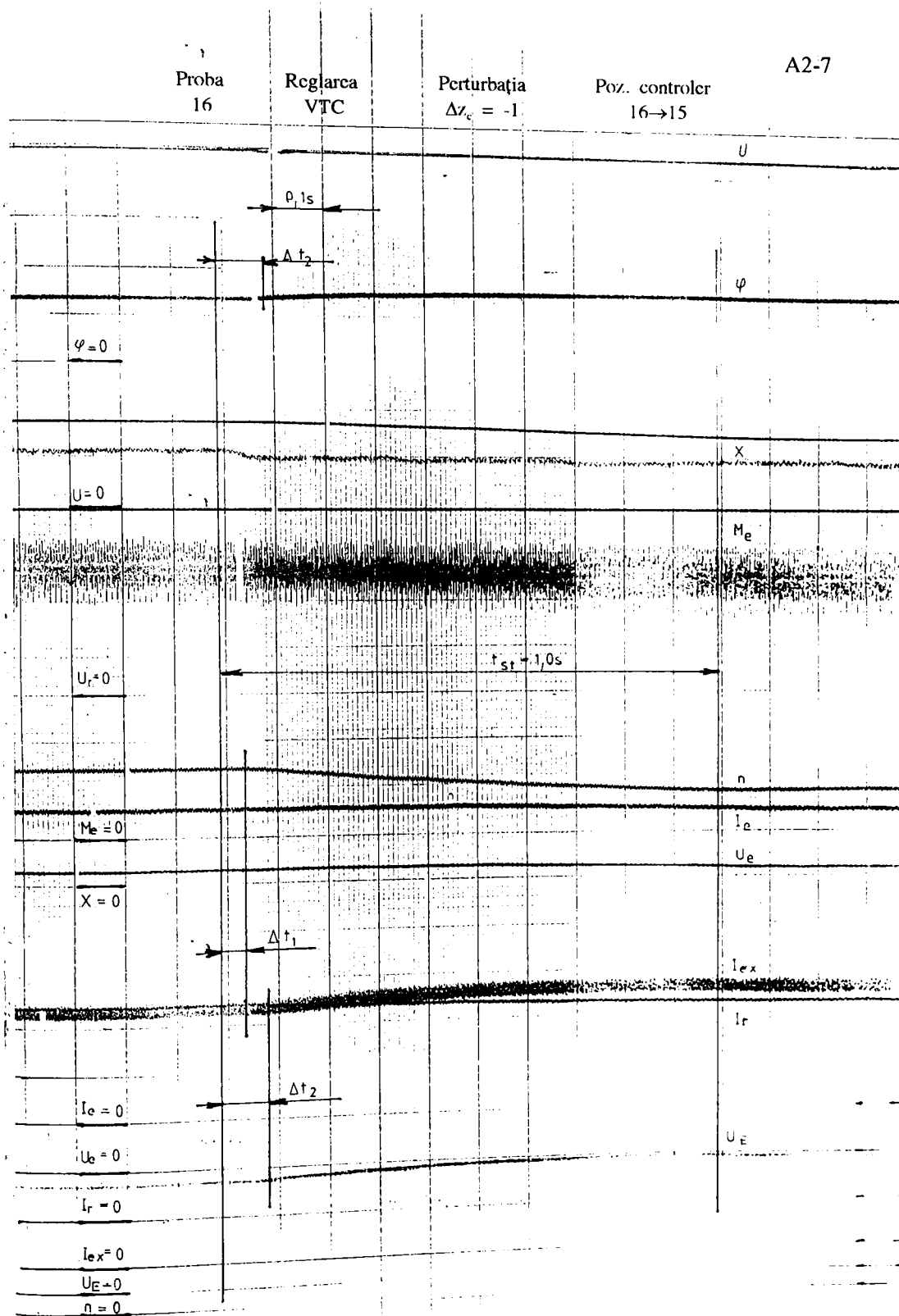
Poz. controler
15→16

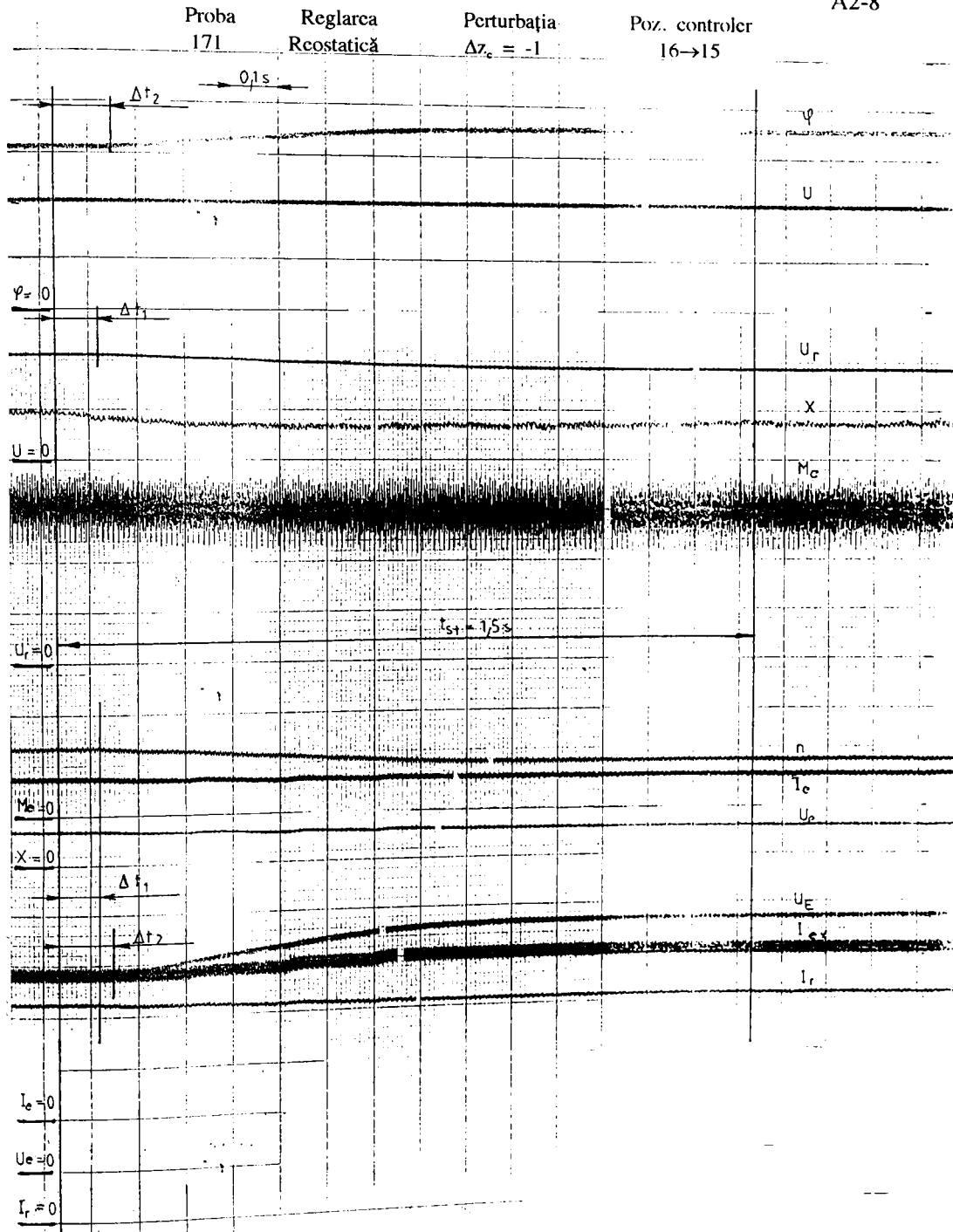
A2-5

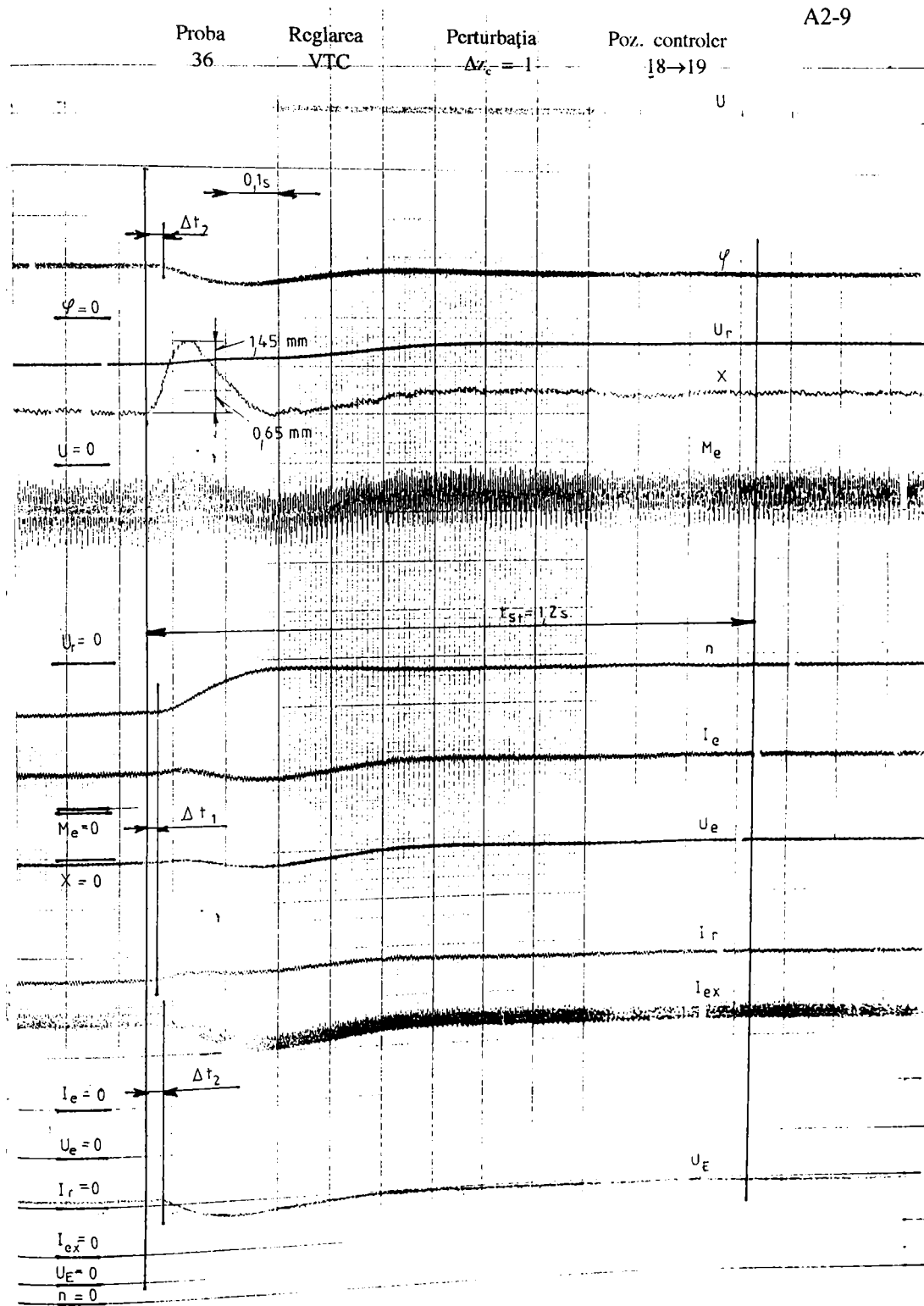


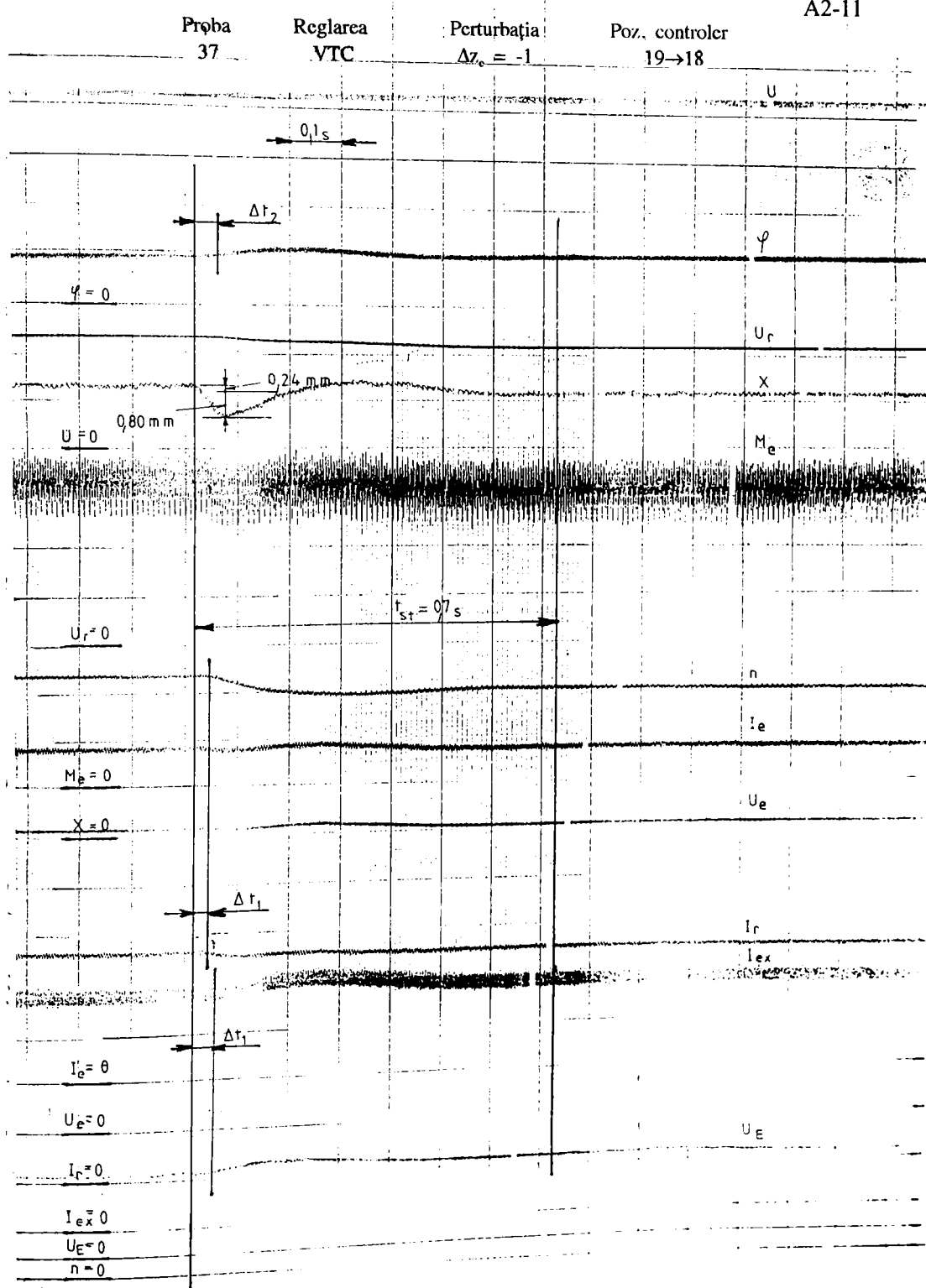


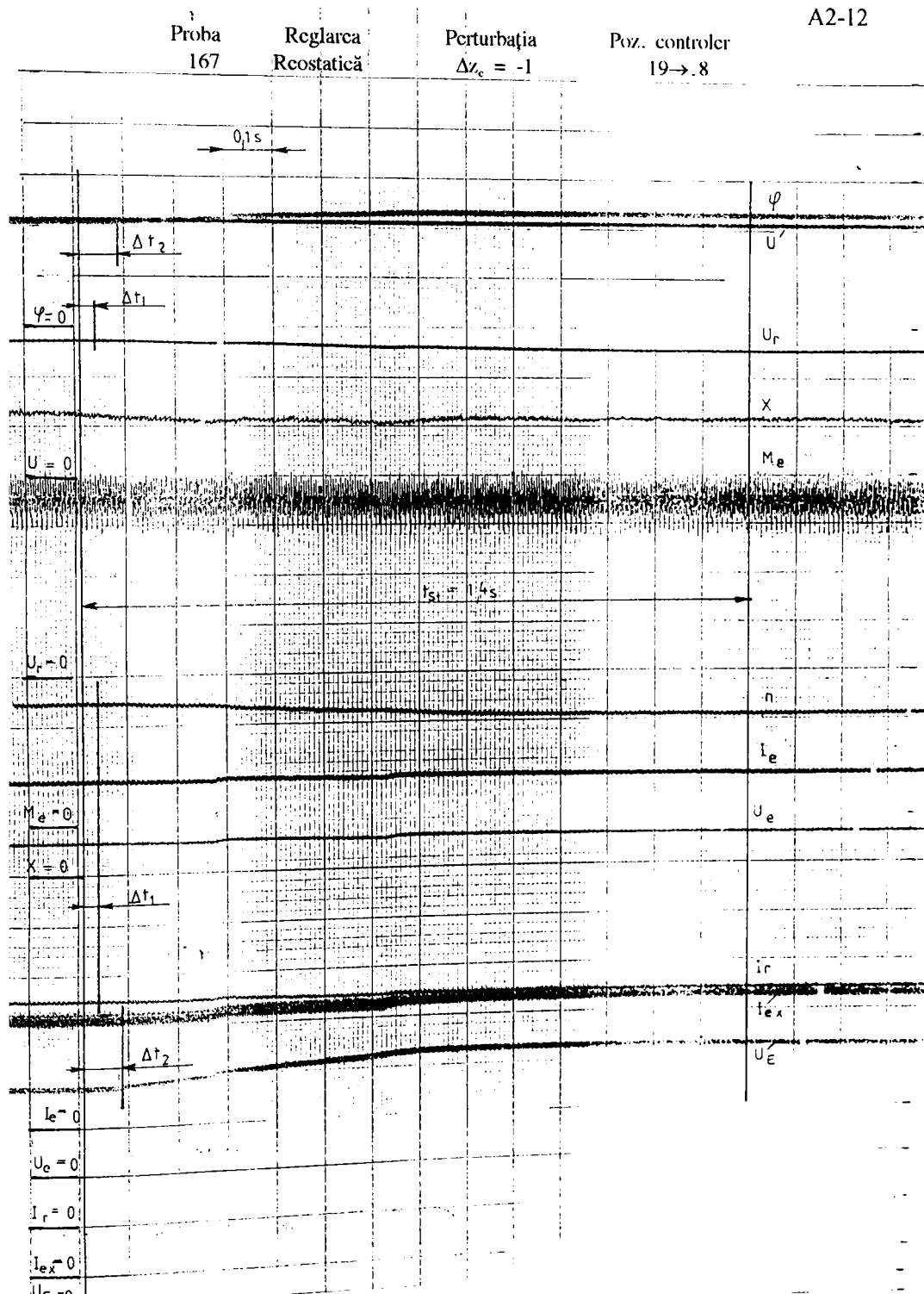
A2-7



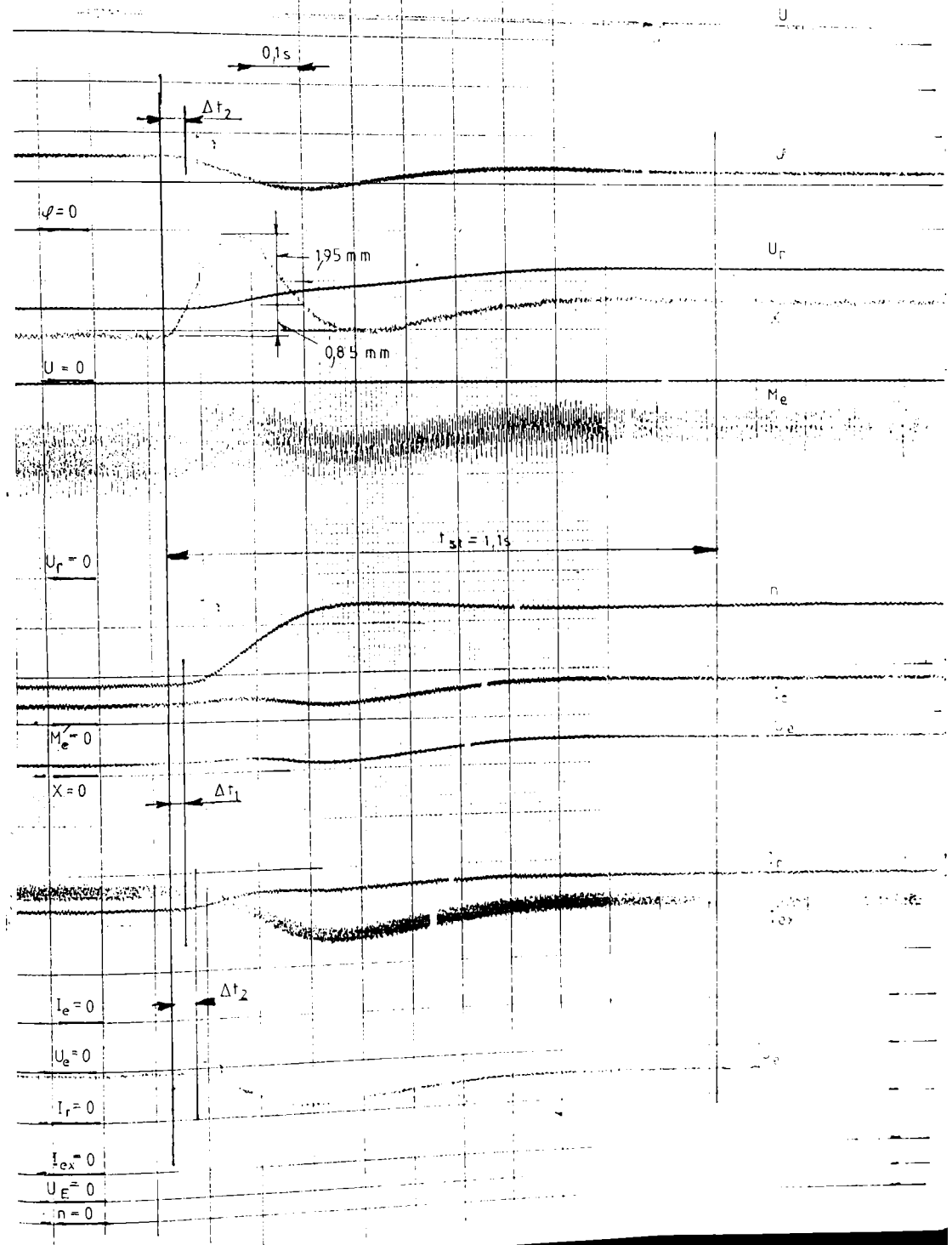


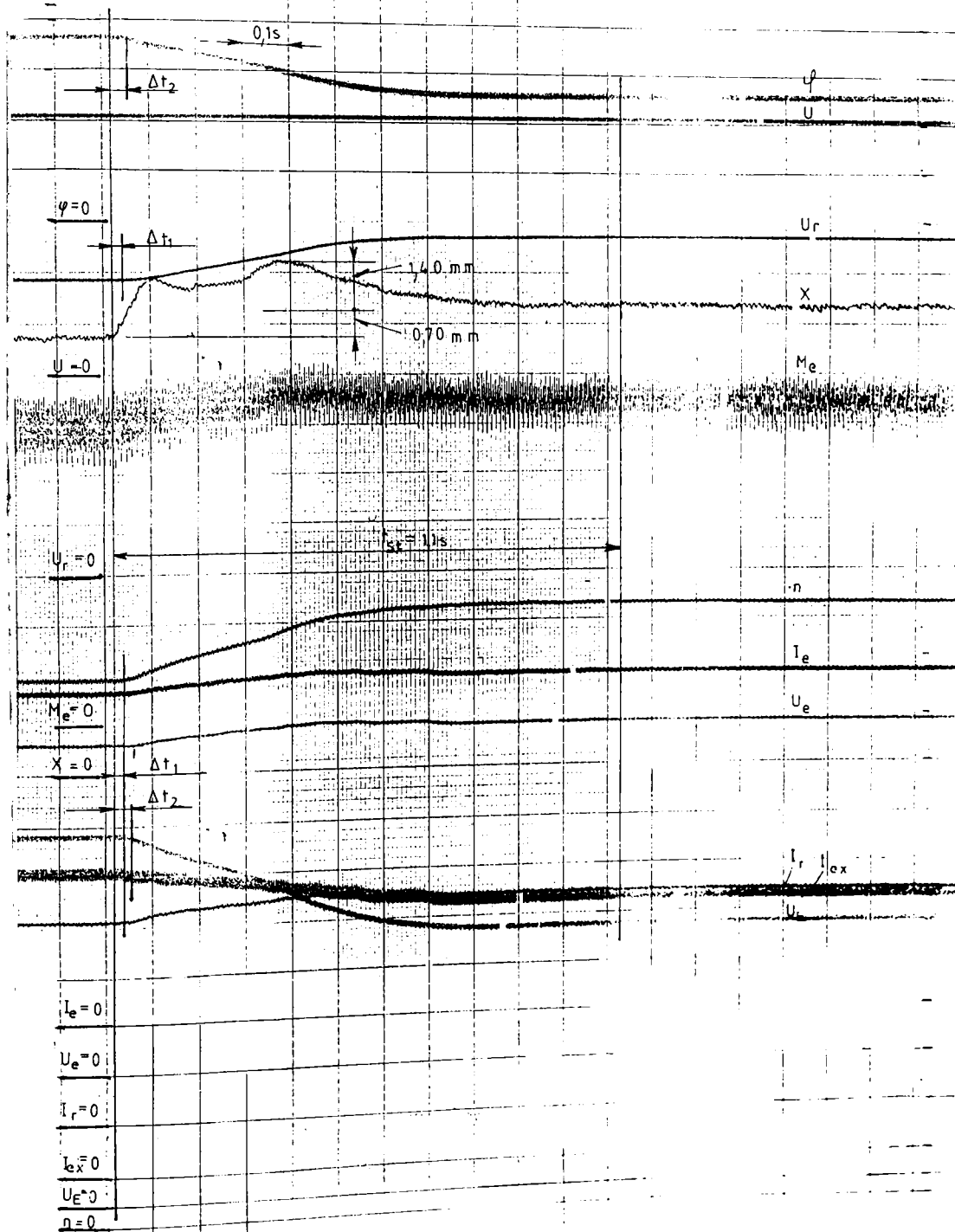


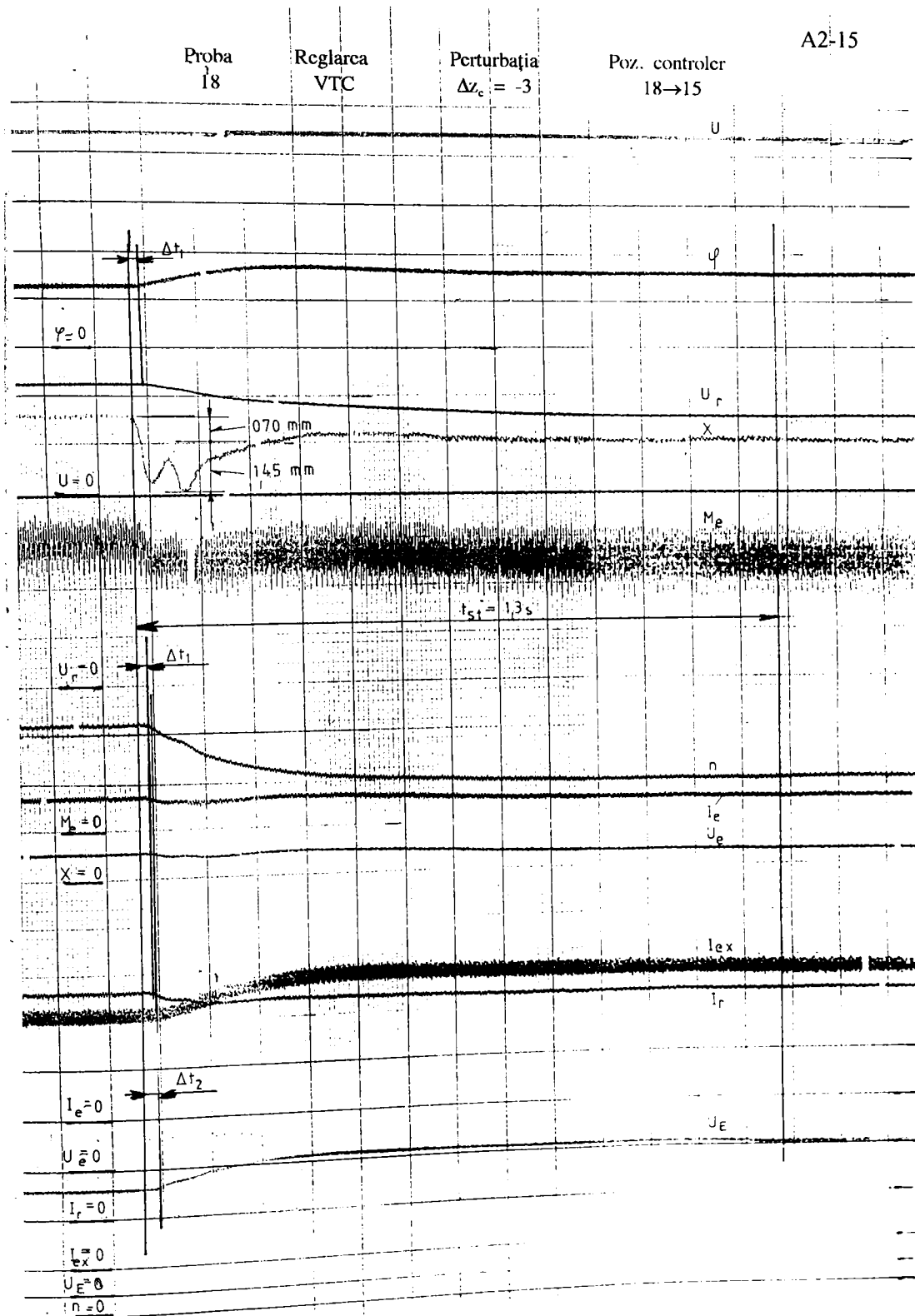


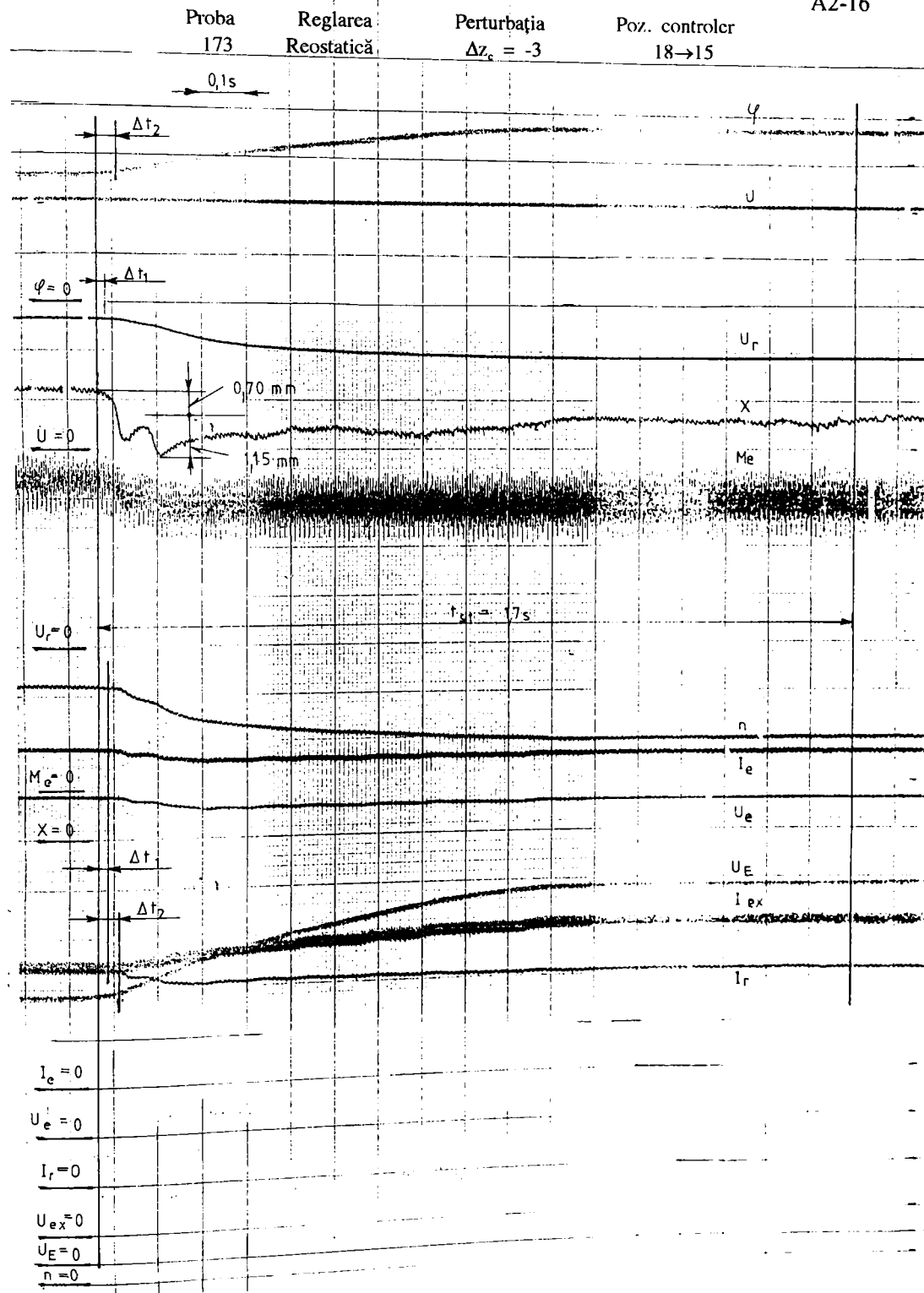


Proba 17 Reglarea VTC Perturbația $\Delta z_c = 3$ Poz. controler 15→18



Proba
172Reglarea
RcstaticăPerturbația
 $\Delta z_e = 3$ Poz. controler
15 → 8





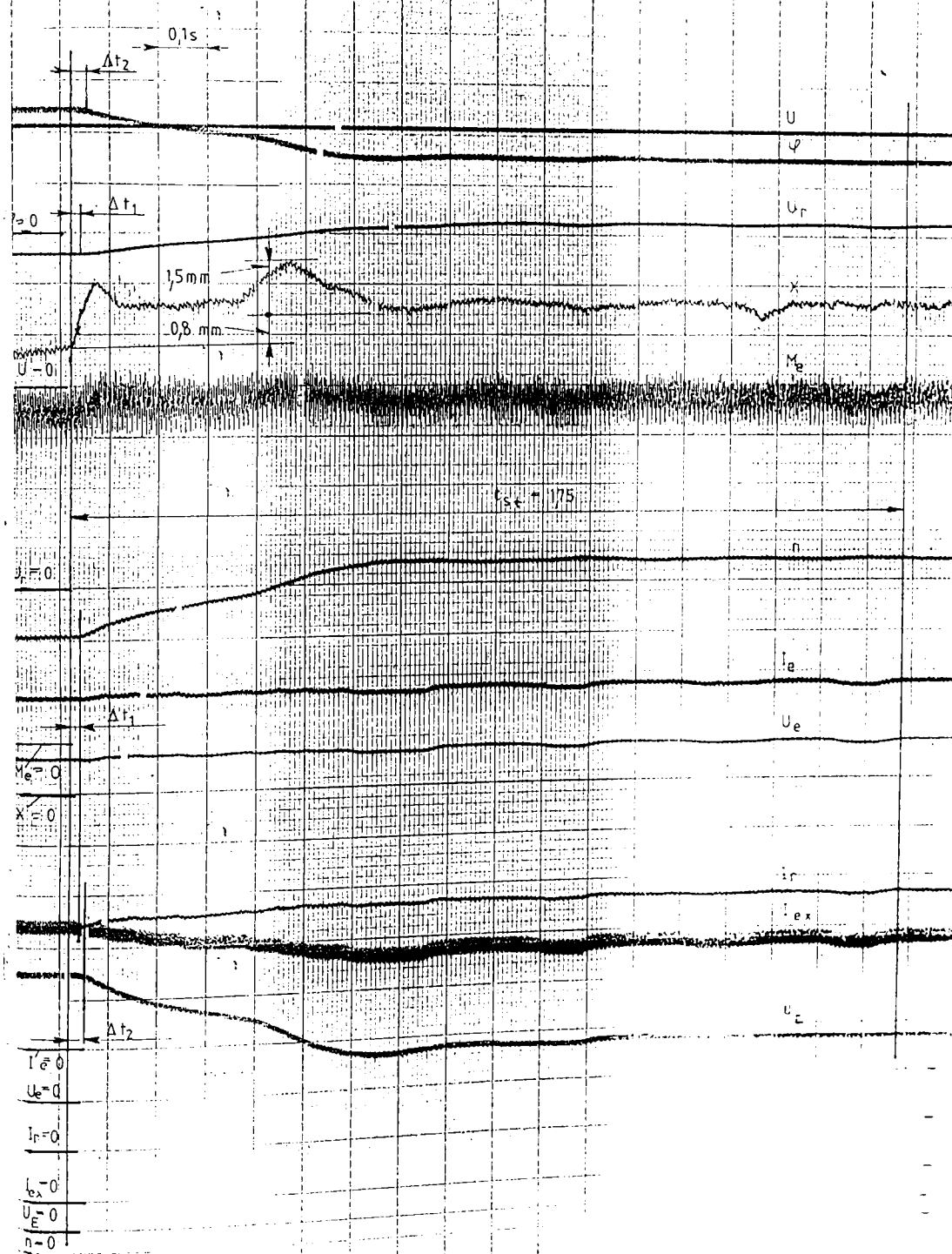
Proba
168

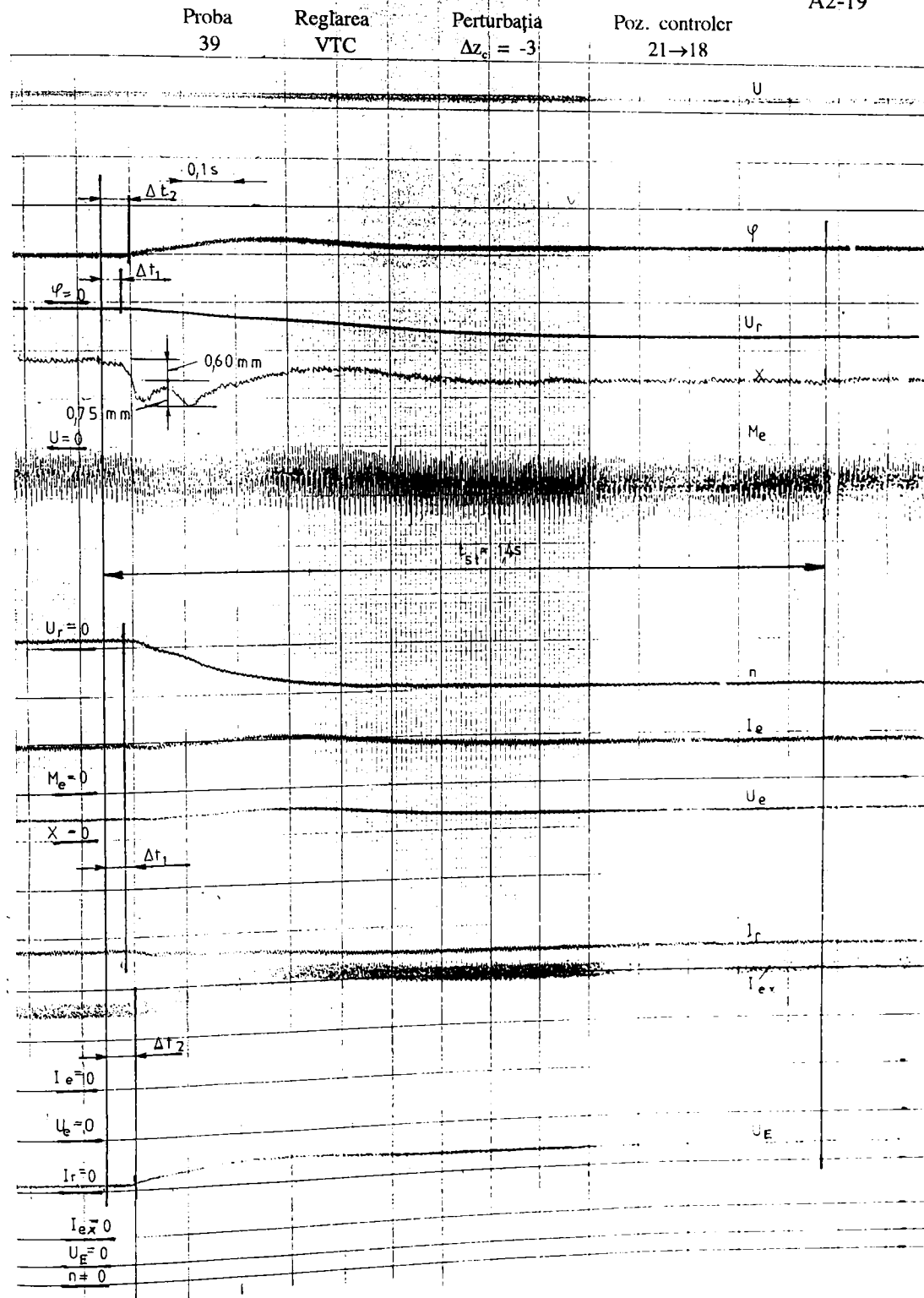
Reglărea
Rcstatică

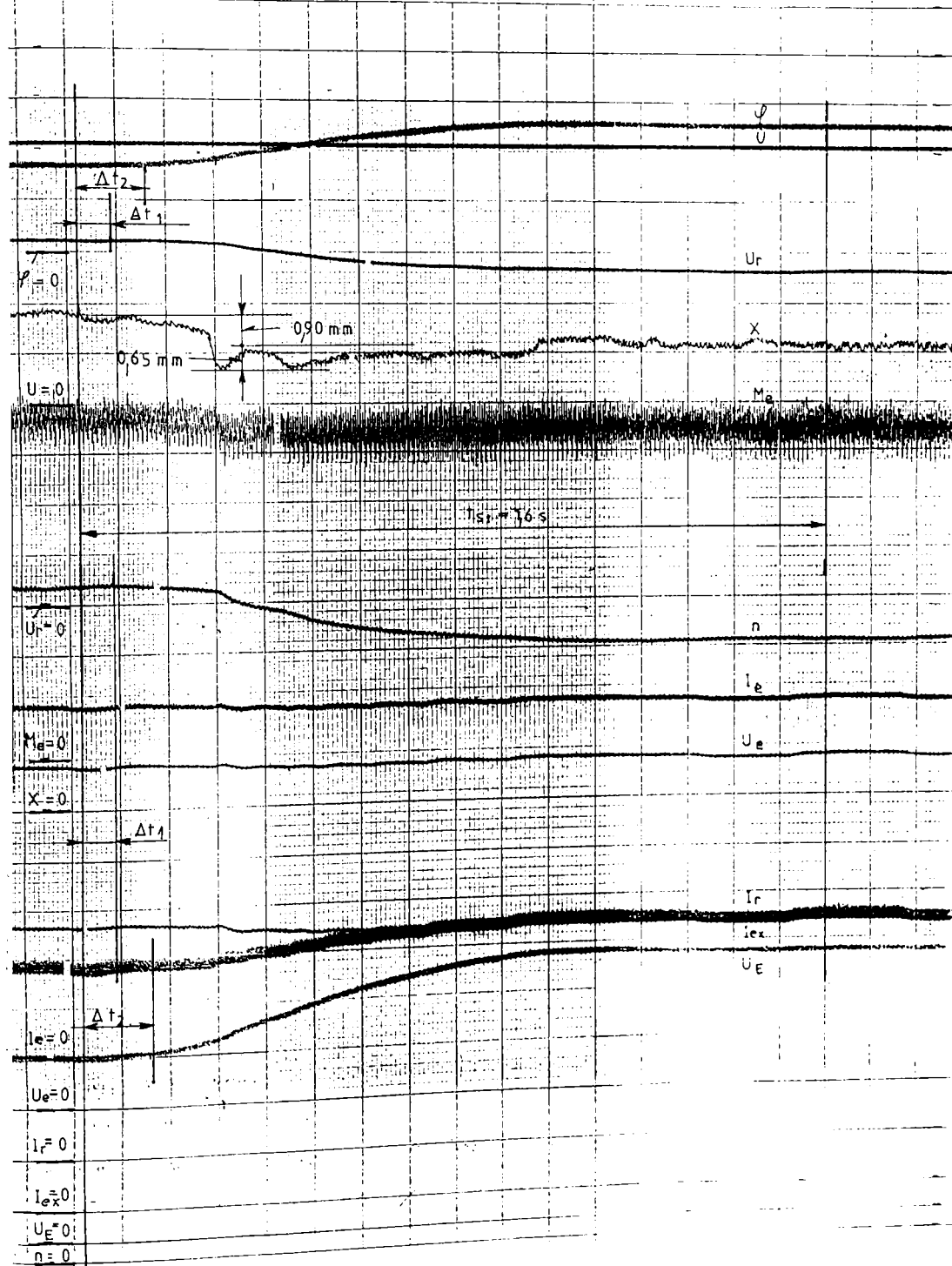
Perturbația
 $\Delta\lambda_e = 3$

Poz. controler
18→21

A2-18





Proba
169Reglarea
ReostaticăPerturbația
 $\Delta z_c = -3$ Poz. controler
21→18

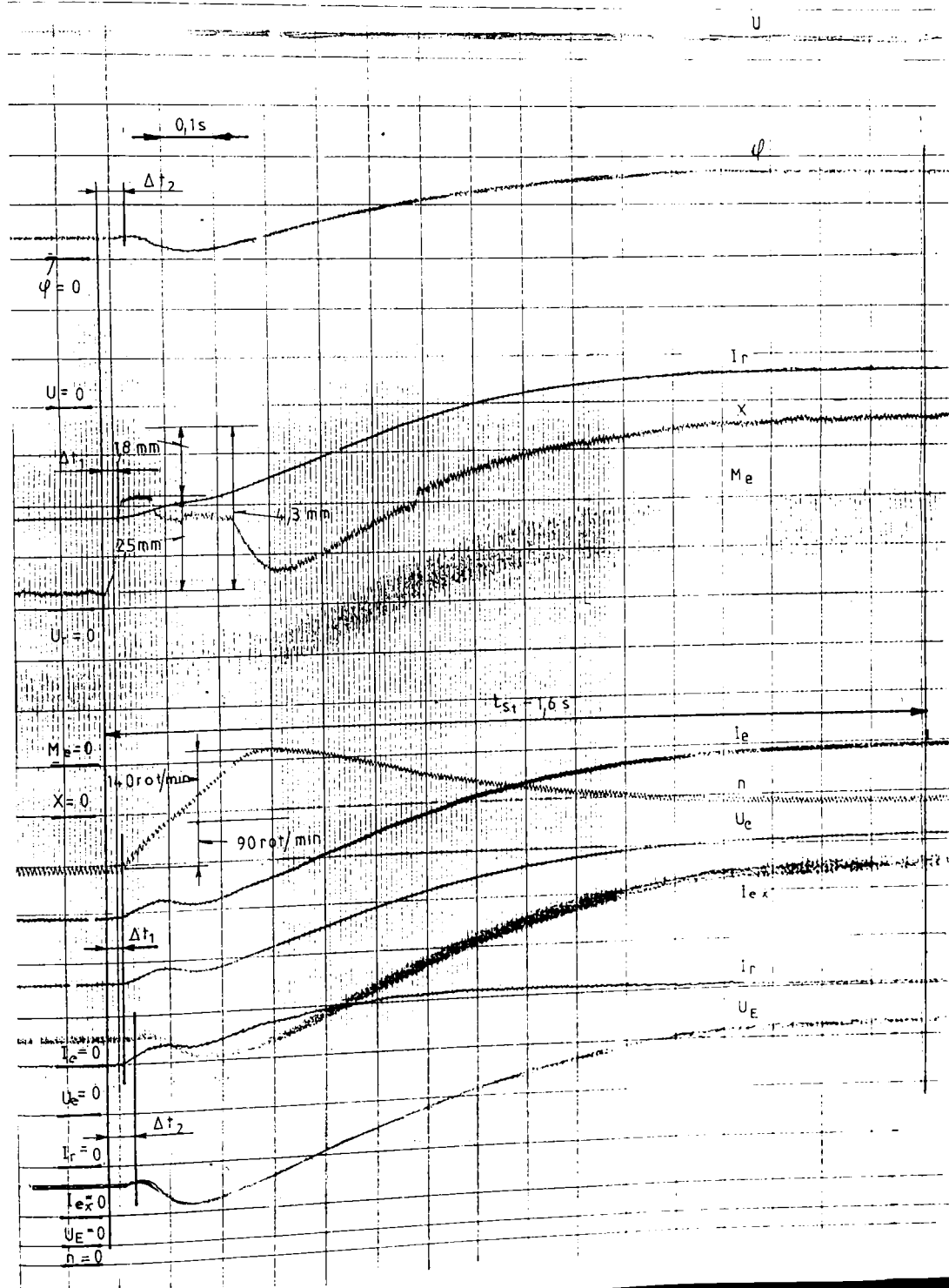
Proba
27'

Reglarea
VTC

Perturbația
 $\Delta z_c = 5$

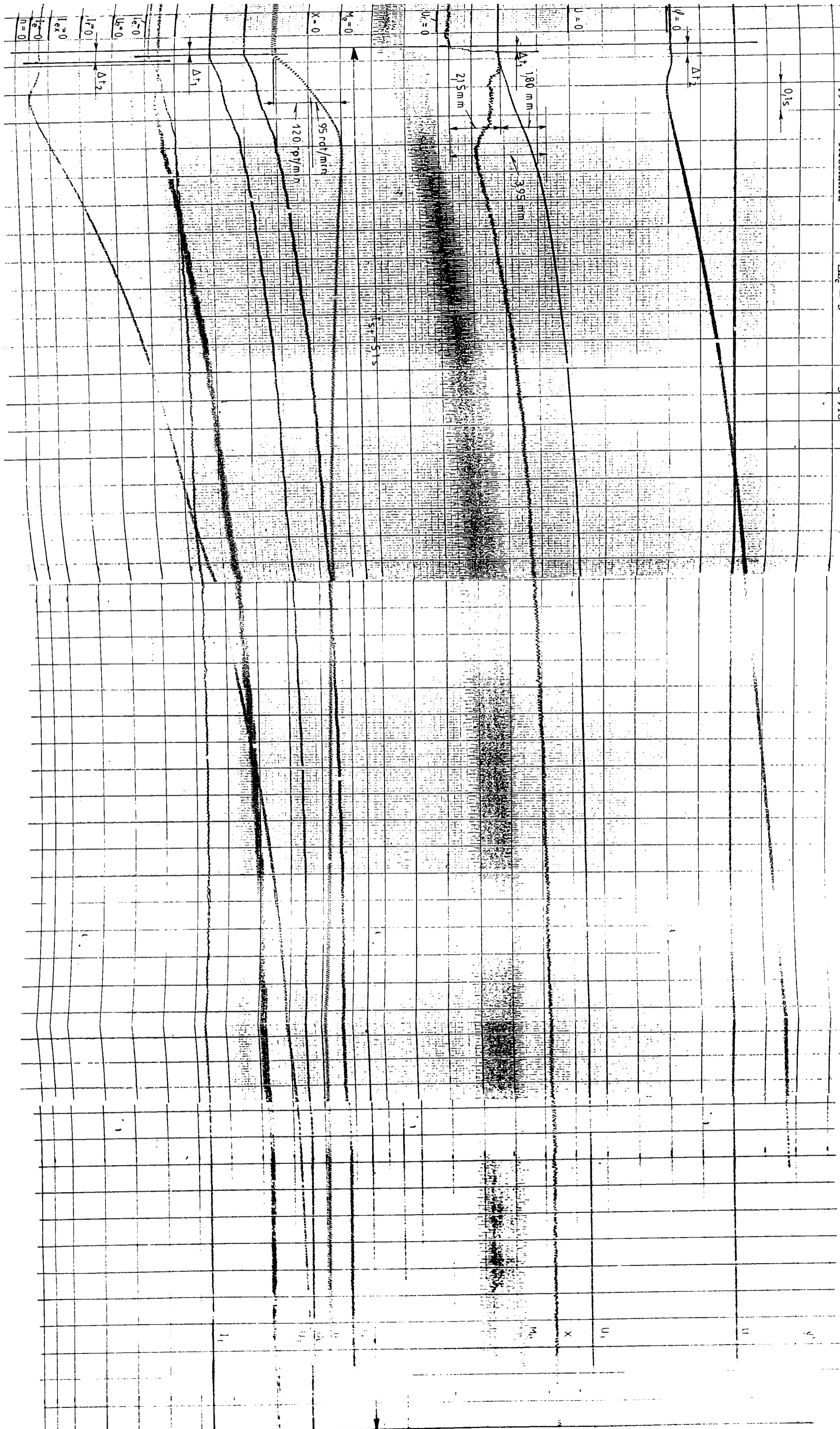
Poz. controler
5 → 10

A2-21



Proba 194
 Reglarea Reostatică
 Perturbăția $Az_c = 5$
 Poz. controler 5 → 10

A2-22



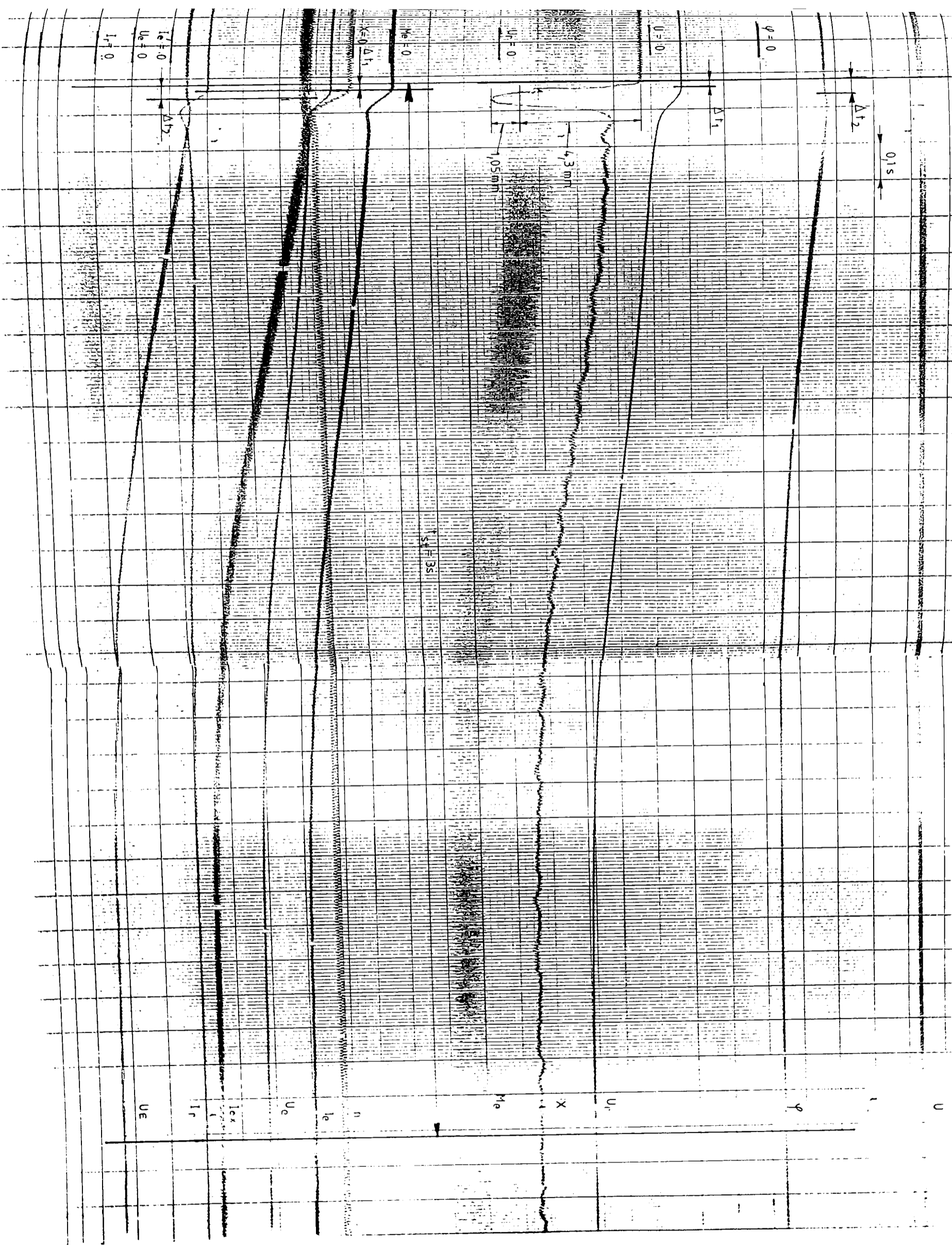
Proba
28'

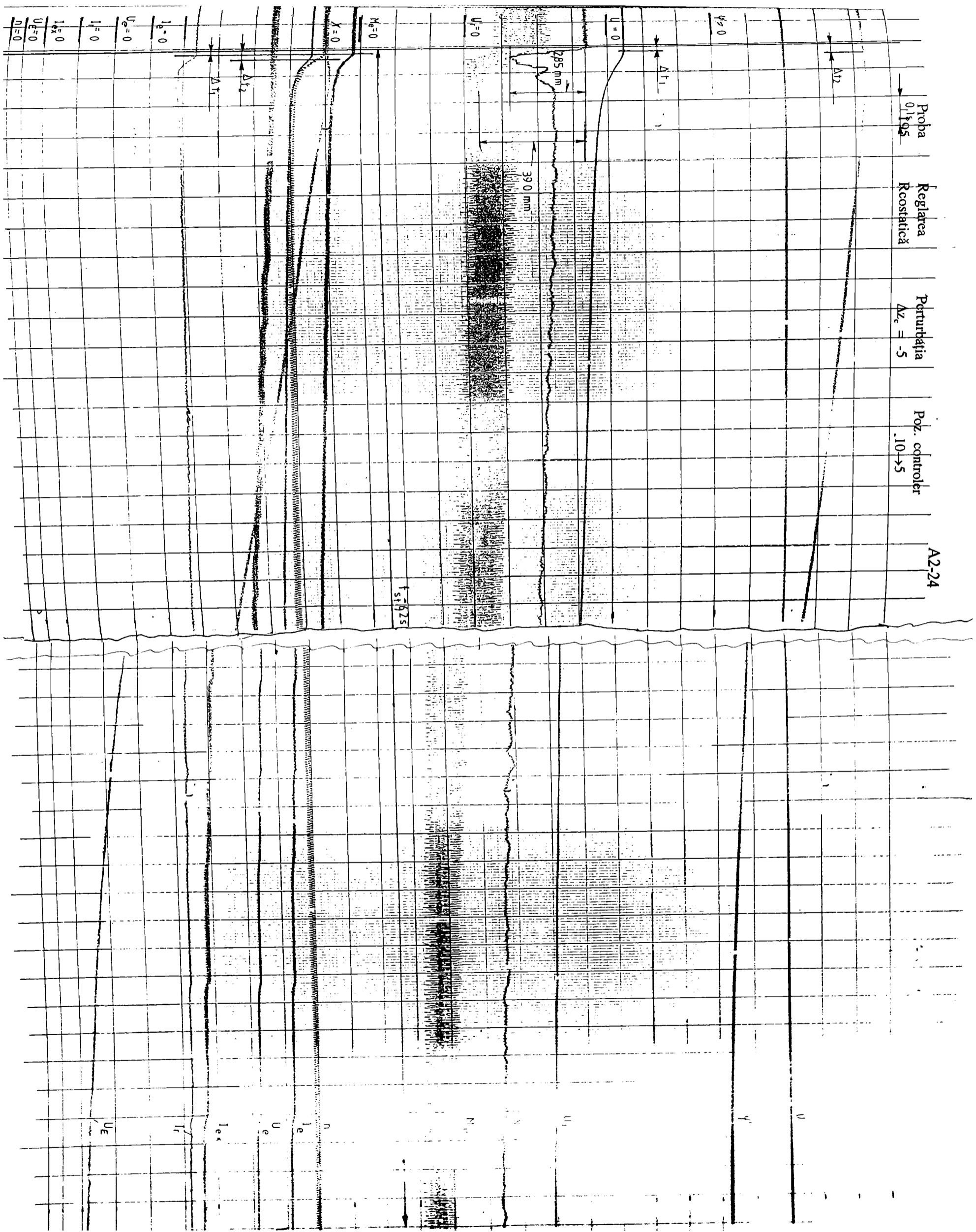
Reglarea
VTC

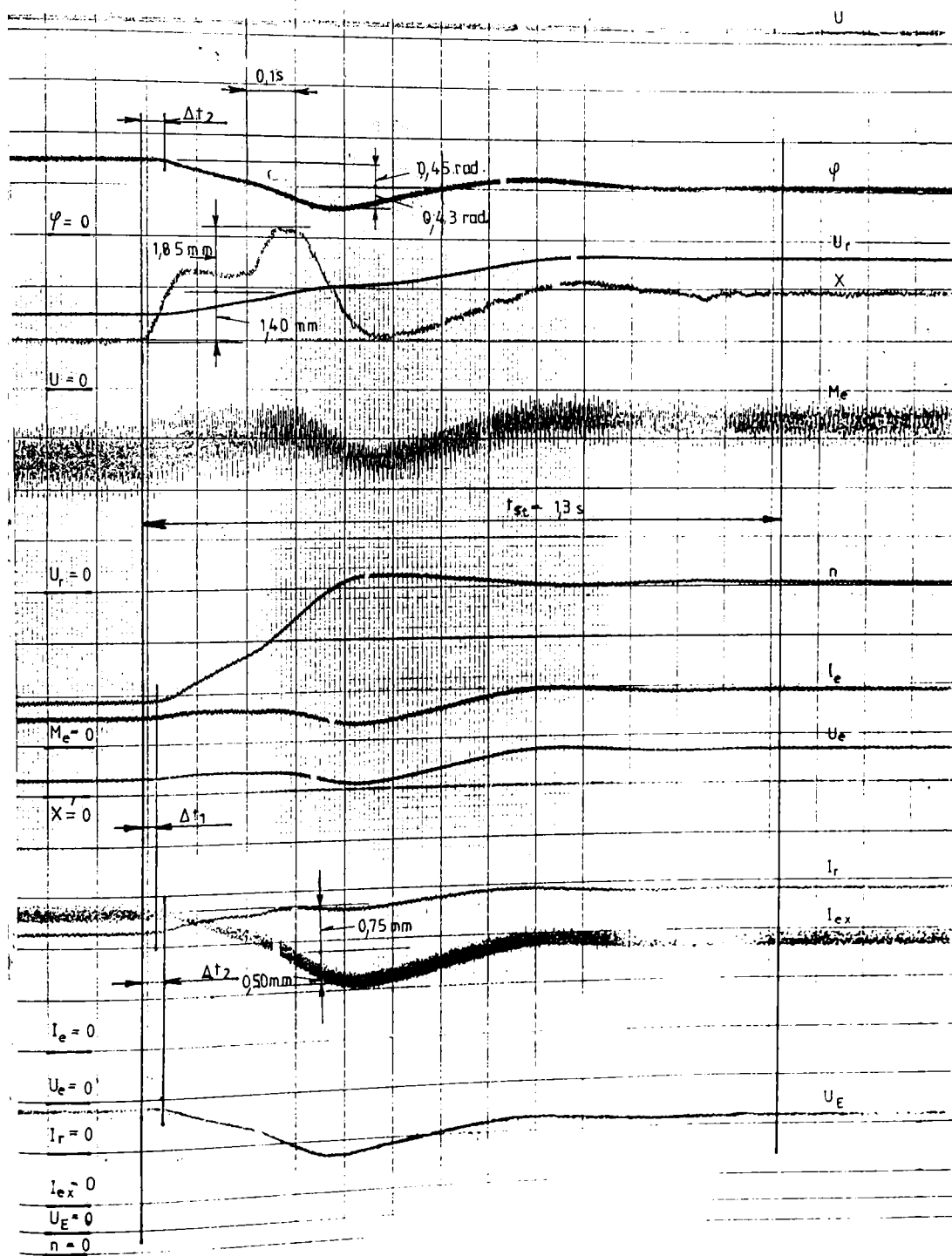
Perturbatia
 $A_z = -5$

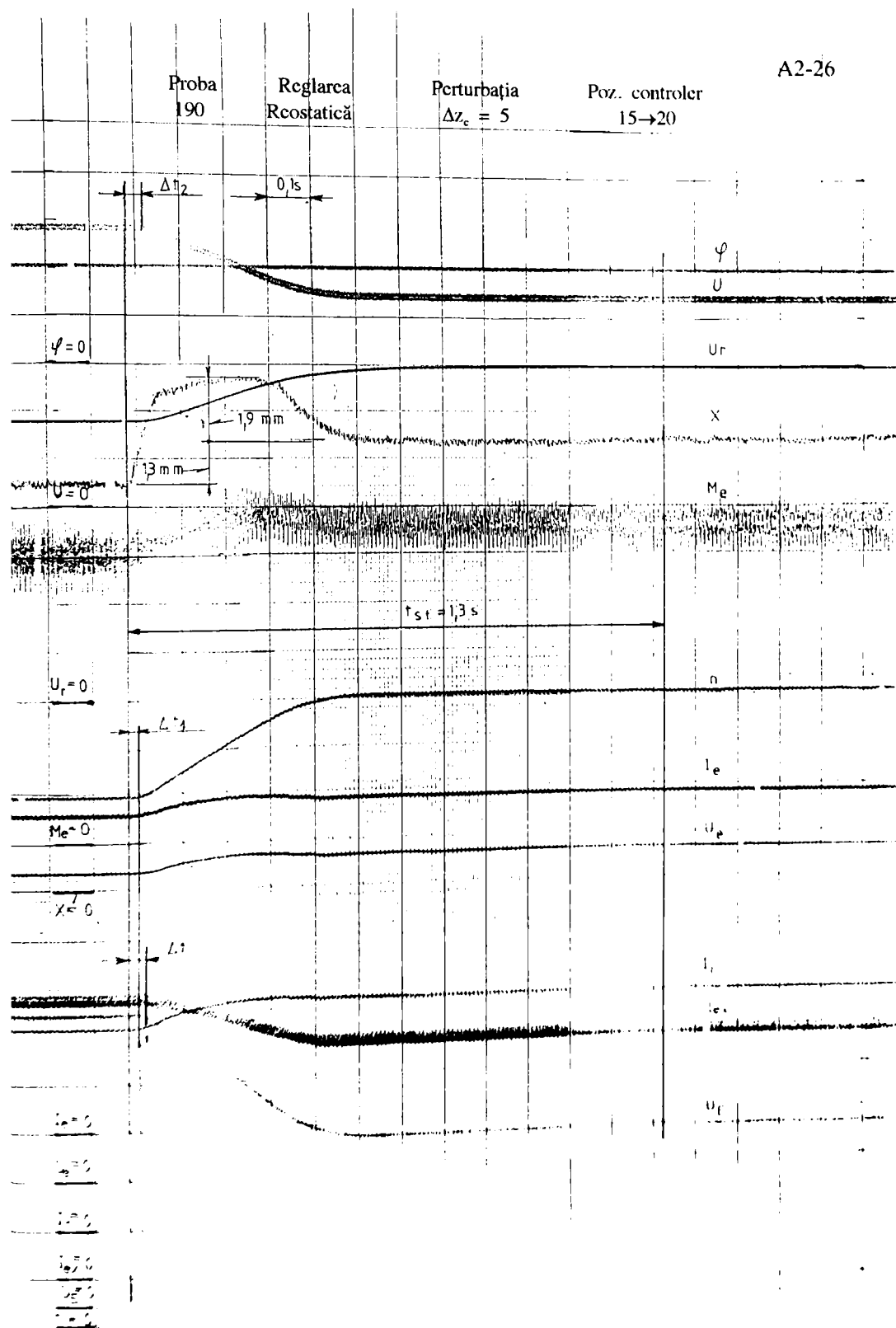
Poz. controler
10 → 5

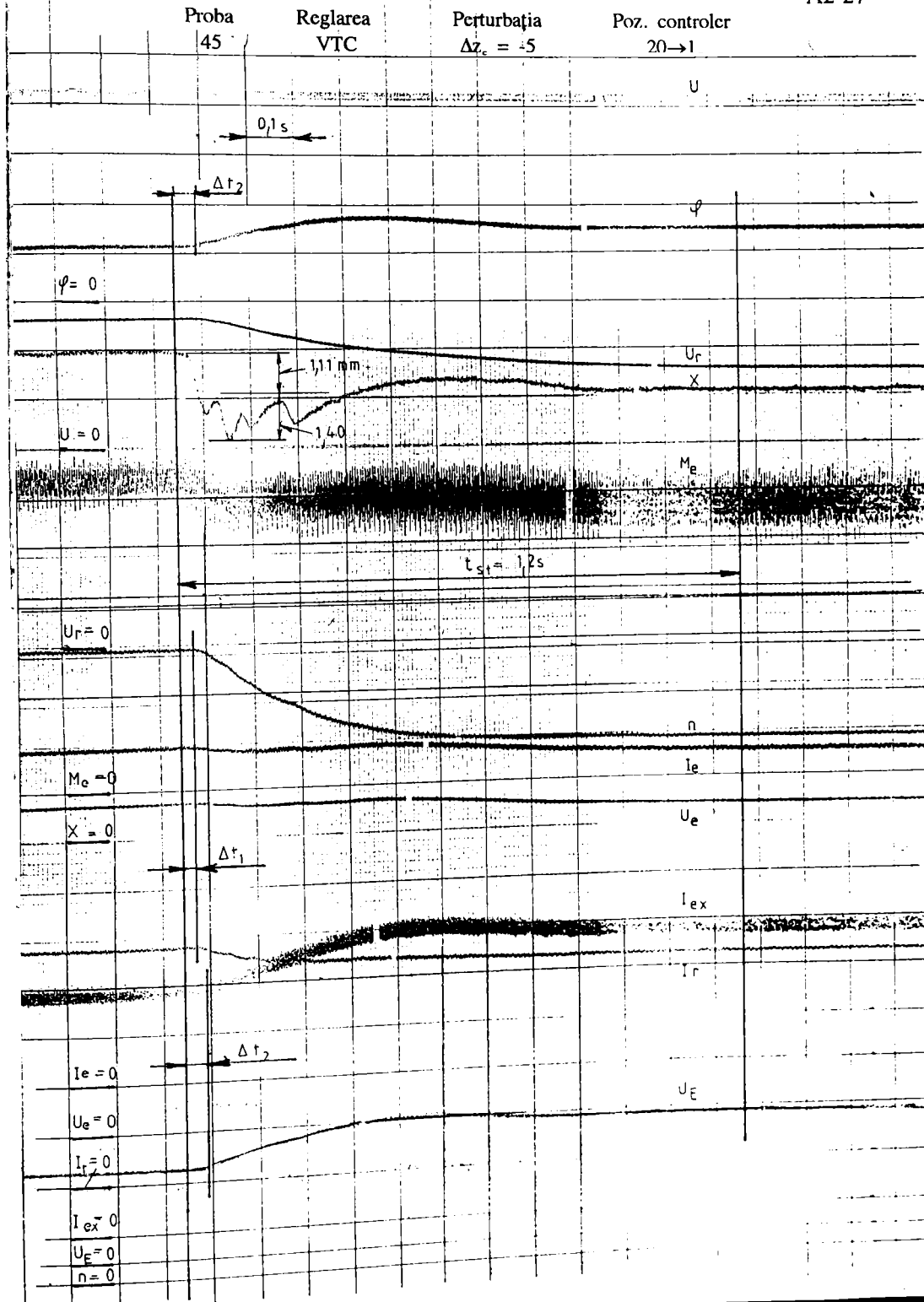
A2-23





Proba
44Reglarea
VTCPerturbajia
 $\Delta z_c = 5$ Poz. controler
15 → 20





Proba
68

Reglarea
VTC

Perturbația
 $\Delta R_f = -75\%$

Poz. controler
15

A2-29

