

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

ING. PETRICA IULIUS

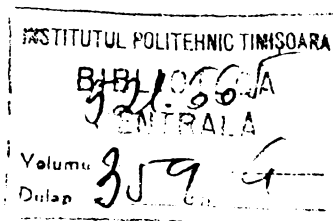
ACTIONAREA COMPRESOARELOR PENTRU AER CU  
MOTOARE SINCRONE LA PARAMETRI OPTIMI

- TEZA DE DOCTORAT -

BIBLIOTECA CENTRALĂ  
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"  
TIMIȘOARA

CONDUCATOR ȘTIINȚIFIC  
PROF.DR.ING.EUGEN SERACIN

- TIMIȘOARA 1987 -



## CUPRINS

1. INTRODUCERE. . . . .	1
2. PROBLEMELE DE BAZA ALE ACTIONARII ELECTRICE A COMPRESOARELOR PENTRU AER CU PISTON. . . . .	9
2.1. Caracteristici și parametri funcționali. . . . .	9
2.2. Sisteme de acționare. . . . .	37
2.3. Noțiuni de bază privind calculul acționării . . . . .	46
2.4. Compensarea puterii reactive în stațiile de distribuție cu motoarele sincrone de acționare	51
3. OPTIMIZAREA REGIMULUI DE FUNCȚIONARE AL MOTOARELOR SINCRONE DIN STAȚIILE DE COMPRESOARE. . . . .	61
3.1. Determinarea puterii reactive optime a mo- torului sincron. . . . .	62
3.2. Repartiția optimă a puterii reactive între motoarele sincrone. . . . .	73
4. REGLAREA AUTOMATĂ A EXCITAȚIEI MOTORULUI SINCRON. . . . .	86
4.1. Considerații generale. . . . .	86
4.2. Motorul sincron ca obiect al reglării automate. . . . .	89
4.3. Circuitele de bază ale reglării automate a excitației motorului sincron. . . . .	92
4.4. Sisteme de reglare automată a excitației motorului sincron. . . . .	95
5. MODELAREA PRIN SIMILITUDINE A ACTIONARILOR ELECTRICE. . . . .	101
5.1. Punerea problemei. . . . .	101
5.2. Modelarea motorului sincron. . . . .	102
6. MODELUL EXPERIMENTAL AL SISTEMULUI DE ACTIONARE AL UNEI STAȚII DE COMPRESOARE. . . . .	108
6.1. Punerea problemei. . . . .	108
6.2. Schema bloc a modelului experimental. . . . .	109
6.3. Motoarele sincrone. . . . .	113
6.4. Traductoarele de putere reactivă. . . . .	124
6.5. Blocul de însușare. . . . .	130

6.6. Blocurile de formare a semnalului de comandă. . . . .	131
6.7. Redresoarele semicomandate. . . . .	133
6.8. Sistemul de reglare automată a excitației. . . . .	135
6.9. Instalația experimentală. . . . .	141
7. REZULTATE EXPERIMENTALE. . . . .	146
7.1. Incercări pe motorul sincron model. . . . .	148
7.2. Incercări pe modelul stației fără sistemul de reglare automată. . . . .	150
7.3. Incercări pe modelul stației cu sistemul de reglare automată. . . . .	155
CONCLUZII. . . . .	164
ANEXE. . . . .	167
BIBLIOGRAFIE. . . . .	177

## 1. INTRODUCERE

În procesele tehnologice moderne, aerul comprimat, ca purtător de energie, este utilizat pe scară tot mai largă. Enumerarea completă a proceselor tehnologice în care este utilizat, este dificilă; alături de energia electrică, aerul comprimat reprezintă unul din principalii agenți energetici, datorită unor avantaje deosebite pe care le oferă: producere și transport simple, siguranță mare în exploatare a instalațiilor, control ușor al parametrilor energetici, posibilitate de stocare, mașini de utilizare simple cu putere specifică mare, etc. Printre procesele tehnologice mari consumatoare de aer comprimat pot fi citate: afinarea oțelului, elaborarea fontei, extragerea minereurilor și a cărbunelui, desbaterea pieselor turnate, etc.

Adeeseori peste 10% din necesarul de energie electrică al unei întreprinderi industriale este folosit pentru producerea aerului comprimat [127], iar în unele sectoare cifra este încă mai mare. Deși utilizarea aerului comprimat ca agent energetic este convenabilă sub aspectele arătate mai sus, sub aspect energetic utilizarea lui este neeconomică. Astfel, aerul comprimat se produce cu un consum specific de energie ridicat (0,1-0,125 kWh/Nm<sup>3</sup> aer comprimat la 6-7 at) iar acționările pneumatice au un randament de folosire a energiei electrice consumate la producerea aerului comprimat de numai 10% [9]. Acestea arată importanța deosebită a producerii aerului comprimat în condiții economice cât mai avantajoase.

În aceste condiții, de o maximă importanță este cunoașterea necesarului de aer comprimat al întreprinderii, pe baza căruia se poate stabili apoi [131] puterea instalată în stațiile de compresoare și amplasarea lor optimă în perimetrul întreprinderii. Aceasta presupune culegerea de date în legătură cu numărul, parametrii și amplasarea consumatorilor de aer comprimat, și repartizarea apoi a acestora pe diferite stații de compresoare.

Mărimea compresoarelor dintr-o stație de compresoare se alege astfel ca debitul necesar de aer comprimat la presiunea corespunzătoare să fie asigurat de un număr de 3-5 compresoare, mărindu-se astfel gradul de siguranță al alimentării cu aer comprimat al consumatorilor și permițându-se o planificare

judicioasă a reparațiilor.

Deoarece în întreprinderile industriale aerul comprimat se produce în exclusivitate cu ajutorul compresoarelor pentru aer cu piston, se consideră utilă o succintă prezentare a acestora, pentru încadrarea mai clară a problemei abordate. Astfel, după principiul de funcționare, se întâlnesc următoarele tipuri:

- compresoare centrifuge (turbocompresoare);
- compresoare axiale;
- compresoare cu piston (volumice).

Compresoarele centrifuge se utilizează pînă la presiuni de  $150 \text{ N/cm}^2$  și debit relativ mare (peste  $10.000 \text{ m}^3/\text{h}$ ), altfel folosirea lor nu este economică [105]. Randamentul este cuprins între 0,4 și 0,7, compresia realizîndu-se în mai multe trepte (peste 5), raportul de compresie fiind aproximativ 1,3 pe treaptă. Acest tip de compresor se utilizează în special în turnătorii, cocserii, uzine chimice, acționarea lor realizîndu-se în special cu turbine cu abur (se folosesc turații ridicate, pînă la  $11.000 \text{ rot/min}$ ). În cazul acționării electrice, este preferat motorul asincron trifazat, cu doi poli și bare înalte [105]. Momentul de inerție este ridicat, datorită transmisiei ridicătoare de turație dintre motor și compresor; aceasta duce la creșterea timpului de pornire al compresorului, și deci la o dimensionare corespunzătoare a sistemului de acționare folosit.

Compresoarele axiale funcționează pe principiul turbine-  
lor axiale; ele se utilizează destul de rar pentru producerea aerului comprimat.

Compresorul de bază utilizat în întreprinderile industriale pentru producerea aerului comprimat este compresorul cu piston. Acesta acoperă un domeniu larg de presiuni, fiind utilizat de la  $30 \text{ N/cm}^2$  pînă la  $10.000 \text{ N/cm}^2$ . Compresoarele pentru aer cu piston pot fi clasificate după următoarele criterii [29]:

a) debit:

- compresoare cu debite mici (sub  $0,5 \text{ m}^3/\text{min}$ );
- compresoare cu debite mijlocii ( $0,5 - 10 \text{ m}^3/\text{min}$ );
- compresoare cu debite mari ( $10 - 50 \text{ m}^3/\text{min}$ );
- compresoare cu debite foarte mari (peste  $50 \text{ m}^3/\text{min}$ ).

b) presiunea maximă de refulare:

- compresoare de presiune joasă (sub  $100 \text{ N/cm}^2$ );
- compresoare de presiune medie ( $100-1000 \text{ N/cm}^2$ );

- compresoare de presiune înaltă (peste  $1000 \text{ N/cm}^2$ ).

c) schema de funcționare:

- cu un etaj;

- polietajate.

La construcțiile actuale de compresoare pentru aer cu piston, numărul de etaje de comprimare funcție de presiunea finală de refulare este de obicei [29]:

- 1 etaj pentru presiuni de pînă la  $50 \text{ N/cm}^2$ ;

- 2 etaje pentru presiuni de la  $50 \text{ N/cm}^2$  pînă la  $1000 \text{ N/cm}^2$ ;

- 2-3 etaje pentru presiuni de la  $100 \text{ N/cm}^2$  pînă la  $500 \text{ N/cm}^2$ ;

- 3-4 etaje pentru presiuni de la  $500 \text{ N/cm}^2$  pînă la  $1000 \text{ N/cm}^2$ .

Din punct de vedere constructiv, funcție de numărul de trepte și de destinația compresorului, s-au dezvoltat mai multe tipuri constructive, cele mai importante [105] fiind arătate în figura 1.1.

În momentul de față pentru producerea aerului comprimat industrial de joasă presiune ( $50-100 \text{ N/cm}^2$ ) se utilizează frecvent compresoare realizate în două etaje (trepte), cu dispunerea cilindrilor în unghi drept (fig.1,d), spațiul dintre cilindri fiind ocupat de răcitorul intermediar de aer. În acest fel rezultă o construcție compactă, de gabarit minim. Aceste compresoare se realizează pentru debite cuprinse între  $20 \text{ m}^3/\text{min}$  și  $100 \text{ m}^3/\text{min}$ ; se pot cita în acest sens compresoarele fabricate la I.C.M. Reșița de tip L 25-8, L 50-8 și L 100-8 (de  $25, 50$  și  $100 \text{ m}^3/\text{min}$  și presiune de refulare 8 atm), compresoarele sovietice de tip VP-20/8, 5VP-30/8, 5G-100/8 (de  $20, 30$  și  $100 \text{ m}^3/\text{min}$ , presiune de refulare 8 atm), compresorul "ATLAS-COPCO"-ASEA (Suedia, de  $98 \text{ m}^3/\text{min}$  și 8 atm), etc.

Acționarea compresoarelor pentru aer cu piston, mai ales a celor staționare, se realizează în exclusivitate cu motoare electrice, datorită avantajelor pe care le are acest tip de acționare: preț de cost redus al motorului electric, posibilități comode de utilizare a comenzii automate, întreținere ușoară, siguranță mare în exploatare, etc.

La puteri mici, acționarea compresorului se realizează prin intermediul unor cuplaje elastice, la puteri mai mari (peste  $50 \text{ kW}$ ), motorul electric se cuplează direct cu compreso-

rul prin intermediul unei flanșe. La compresoarele mari, fabricate în serie, arborele compresorului servește și ca arbore

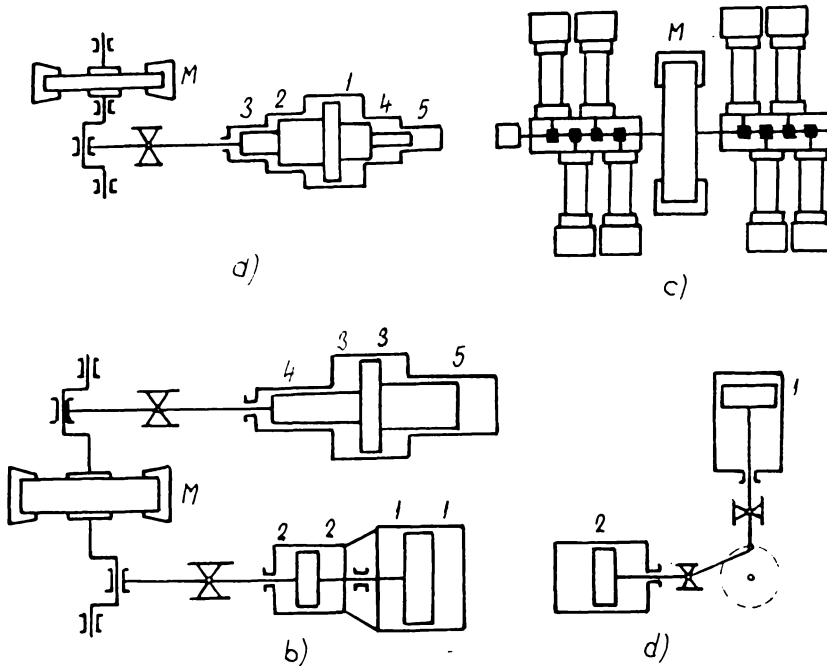


Fig.1.1. Tipuri constructive de compresoare: a) cu cinci trepte și un mecanism bielă-manivelă; b) cu cinci trepte și două mecanisme bielă-manivelă; c) cu cilindri orizontali opuși; d) cu cilindri dispuși în unghi drept (tip L).

pentru motorul electric (compresoarele de tip L fabricate la I.C.M. Reșița); se obține astfel un agregat compact, de gabarit și greutate minime.

Acționarea compresoarelor pentru aer cu motoare de curent continuu este puțin utilizată, folosindu-se numai în cazuri speciale, cum ar fi compresoarele de pe locomotive, troleibuze și nu prezintă interes în cazul compresoarelor mari, staționare.

În cazul compresoarelor industriale staționare, acționarea se realizează la puteri mici cu motoare electrice asincrone. La puteri mari, în ultimul timp s-a impus ca și cel mai potrivit motorul electric sincron, datorită avantajelor pe care le are acționarea cu astfel de motoare:

- funcționează cu factor de putere unitar, iar supraexcitat furnizează energie reactivă în rețea;
- are randament mai bun decât motorul asincron;
- prezintă siguranță mai mare în exploatare, avînd în-trefierul de 2-4 ori mai mare decât al motorului asincron;
- la puteri peste 200 kW și turații sub 600 rot/min are prețul de cost mai mic decât al motorului asincron [129]. În figura 1.2 este arătată, comparativ, dependența randamentului de puterea nominală și de turația sincronă, pentru motoarele sincrone și asincrone. [129].

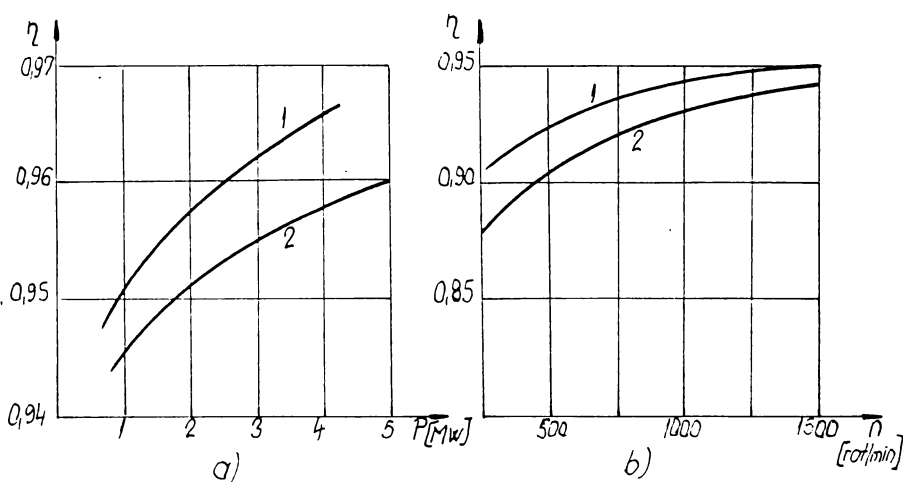


Fig.1.2. Curbele  $\eta = f(P_N)$  și  $\eta = f(n)$  pentru motoare sincrone(1) și asincrone (2).

Totuși, deși acționarea compresoarelor pentru aer cu motoare sincrone este superioară celei cu motoare asincrone, datorită parametrilor tehnici ridicați, acționarea cu motoare sincrone ridică unele probleme tehnice deosebite, cum ar fi:

- motorul sincron prezintă tendința de ieșire din sincronism în cazul șocurilor de sarcină sau a căderilor de tensiune în rețeaua de alimentare;
- necesită aparataj de pornire și automatizare mai complicat;
- necesită un volum mai mare de muncă și personal de întreținere cu calificare superioară.

Producerea aerului comprimat se realizează în momentul de față aproape în exclusivitate cu compresoare cu piston, acționate cu motoare electrice sincrone. Utilizarea compresorului cu



piston este justificată de necesitatea obținerii de presiuni ridicate. Deoarece compresorul cu piston nu necesită modificarea turației, modificarea debitului realizându-se comod prin alte procedee [29], cu atât mai mult motorul sincron s-a impus în prezent ca fiind cel mai potrivit pentru acționare. Puterea motoarelor sincrone utilizate la acționarea compresoarelor pentru aer este ridicată, ea se situează de obicei în domeniul 100-700 kW. Puterea totală instalată a motoarelor sincrone din stațiile de compresoare, comparativ cu puterea totală instalată a întreprinderii, este de asemenea mare. Astfel, în cazul întreprinderilor miniere din județul Caraș-Severin, puterea instalată a motoarelor sincrone de acționare ale compresoarelor pentru aer reprezintă 30-70% din puterea totală instalată [136,139] .

Indiferent de motorul de acționare utilizat, sistemul de acționare trebuie să se distingă prin consum specific de energie redus, pierderi mici de energie, robustețe și siguranță în funcționare a echipamentului utilizat, preț de cost redus, întreținere simplă. O asemenea soluție se poate obține numai printr-o analiză amănunțită, extinsă asupra întregii stații de compresoare, împreună cu sistemul de alimentare cu energie electrică aferent, luând în considerare și ceilalți consumatori de energie, astfel ca în final să se adopte o soluție optimă. Între acestea, reducerea la minim a pierderilor de energie în stațiile existente, prin optimizarea regimului de funcționare al motoarelor sincrone, prezintă în prezent, în contextul crizei energetice, o importanță deosebită.

Problema optimizării acționării electrice a compresoarelor pentru aer cu piston, ca de altfel problema optimizării în general, este o problemă complexă, dat fiind numărul mare al parametrilor acționării electrice, dintre care se poate alege cel care va fi sau cei care vor fi supuși optimizării. Adoptarea soluției optime este uneori îngrădită de anumite considerente, cum ar fi: impunerea unui gabarit maxim admis al motorului, a unei valori maxime admise a oscilației curentului, etc. În aceste condiții, precum și datorită dependenței complexe a parametrilor care caracterizează acționarea, alegerea soluției optime este foarte dificilă. Determinarea parametrilor optimi ai acționării (cuplu nominal, putere nominală, moment de inerție) este prezentată amănunțit într-o serie de lucrări de dată recentă [22,23,106].

· În întreprinderile miniere în special, în care, așa cum s-a arătat, ponderea puterii instalate în motoarele de acționare a compresoarelor pentru aer este mare, acestea sînt grupate obișnuit în stații de compresoare, care cuprind 2-5 agregate. Alimentarea motoarelor se realizează din stații de distribuție, la ale căror bare sînt racordați și alți consumatori, în special motoare asincrone de mare putere, care consumă o cantitate însemnată de putere reactivă. Compensarea acestei puteri reactive, în vederea realizării unei anumite valori a factorului de putere la barele stației, impusă de furnizorul de energie electrică, se poate realiza, în condiții avantajoase, prin utilizarea capacității de compresoare a motoarelor sincrone. Analiza efectuată asupra regimului de funcționare a motoarelor sincrone din stațiile de compresoare a două întreprinderi miniere din județul Caraș-Severin [136,139], precum și din cadrul unor întreprinderi constructoare de mașini și siderurgice [137,138], au arătat că există rezerve din acest punct de vedere.

Pornind de la cele arătate mai sus, lucrarea de față își propune ca pe baza cercetărilor teoretice și experimentale efectuate, să contribuie la îmbunătățirea, sub aspectul reducerii consumului de energie, a regimului de funcționare al stațiilor de compresoare pentru aer acționate cu motoare sincrone. Sub acest aspect, în lucrare motoarele sincrone de acționare a compresoarelor pentru aer, împreună cu celelalte motoare electrice alimentate de la aceleași bare ale stației, precum și linia de alimentare sînt considerate ca un ansamblu unitar, urmărindu-se funcționarea motoarelor sincrone în acel regim, considerat optim, care asigură pierderi minime pe ansamblul considerat, numit în lucrare "stația de compresoare". Rezultatele teoretice obținute în lucrare au fost aplicate, în cadrul unor contracte de cercetare deja amintite mai sus, în cadrul unor întreprinderi miniere, dar ele pot fi aplicate în orice altă stație de compresoare, în care se utilizează pentru acționare motoare sincrone, ca și la orice acționare cu motoare sincrone în general.

Pentru a adînci posibilitățile de investigare experimentală, s-a realizat, pornind de la modelarea pe baza teoriei similitudinii, un model experimental de laborator al unei stații de compresoare. Rezultatele experimentărilor efectuate pe model, avînd în vedere teoria similitudinii, se pot extinde la stațiile reale de compresoare similare.

Lucrarea este structurată pe șase capitole(2-7). In capitolul al doilea sînt prezentate, sub formă sintetică, principalele probleme ale acționării compresoarelor pentru aer cu piston. Se prezintă astfel caracteristicile și parametri funcționali ai compresoarelor, sistemele de acționare și calculul acționării, cu referire în special la determinarea parametrilor optimi ai acționării. In finalul capitolului se analizează problemele compensării puterii reactive cu motoarele sincrone.

In capitolul 3 se prezintă problematica optimizării regimului de funcționare al motoarelor sincrone din stațiile de compresoare. Problema determinării puterii reactive optime a motorului sincron prezentată aici este originală. Se prezintă apoi repartiția optimă a puterii reactive între motoarele sincrone care participă la compensare. Se prezintă rezultatele aplicării metodei de optimizare în stații de compresoare.

In capitolul 4 se analizează problemele legate de reglarea automată a excitației motorului sincron, urmărindu-se în special determinarea funcțiilor de transfer pentru circuitul curentului de excitație și al puterii reactive.

In capitolul 5 se prezintă problema modelării prin similitudine a acționărilor electrice, cu referire directă la modelarea motorului sincron. Acest capitol este în întregime original.

In capitolul 6 se prezintă modelul experimental al stației de compresoare, care este o realizare în întregime originală. Sînt descrise elementele principale ale modelului: motoarele sincrone, tractoarele de putere reactivă, blocurile de însumare și de formare a semnalului de comandă, redresoarele comandate, sistemul de reglare automată a excitației. In finalul capitolului se prezintă fotografiile ale modelului.

In capitolul 7 se prezintă rezultatele încercărilor experimentale efectuate pe model; pentru a nu exagera volumul lucrării s-au prezentat cele mai importante din oscilogramele ridicate, iar rezultatele sînt date sub formă tabelară.

Teza elaborată constituie rezultatul unei activități susținute din partea autorului, sub îndrumarea competentă și plină de înțelegere a conducătorului, prof.dr.ing.Eugen Seracin. Pentru sfaturile și îndrumările primite pe întreaga durată a pregătirii doctoratului, pentru sprijinul profesional și moral acordat cu prilejul elaborării lucrării, autorul îi aduce calde mulțumiri și îi rămîne profund îndatorat.

## 2. PROBLEMELE DE BAZA ALE ACȚIONĂRII ELECTRICE A COMPRESOARELOR PENTRU AER CU PISTON

### 2.1. Caracteristici și parametri funcționali

În cadrul acestui subcapitol se prezintă elementele de bază ale procesului tehnologic de producere a aerului comprimat, precum și caracteristicile și parametrii compresoarelor cu piston, necesari determinării puterii de acționare și abordării în continuare, în capitolele 3-7, a problemei optimizării regimului de funcționare a sistemului de acționare electrică a stației de compresoare.

Procesele de aspirație, compresie și refulare care au loc în cursul unei singure rotații a arborelui cotit formează ciclul de funcționare al compresorului. Ciclul teoretic de funcționare al compresorului se definește ținând seama de următoarele ipoteze simplificatoare [29]:

- volumul spațiului mort este nul;
- la trecerea aerului prin supapele de aspirație și de refulare nu se produc pierderi de energie, deci presiunea în timpul aspirației ( $p_1$ ) și presiunea în timpul refulării ( $p_2$ ) rămân constante;

- nu se produc pierderi prin neetanșeități;

- aerul se comportă ca un gaz perfect.

În aceste condiții, diagrama p-V (V fiind volumul) a ciclului teoretic al unui compresor într-o singură treaptă este cea din figura 2.1, și cuprinde următoarele faze:

- aspirația (1-2); pistonul se deplasează din punctul mort interior (PMI) în punctul mort exterior (PME);

- compresia (2-3); pistonul se deplasează din punctul mort exterior pînă în punctul 3 cînd se atinge presiunea de refulare  $p_2$  și are loc deschiderea supapei de refulare;

- refularea (3-4); pistonul se deplasează din punctul 3 în punctul mort interior;

- scăderea presiunii din cilindru, de la valoarea presiunii de refulare  $p_2$  la valoarea presiunii de aspirație (4-1).

Ciclul de funcționare corespunde la două curse ale pistonului, deci la o rotație a arborelui cotit. Lucrul mecanic necesar pentru realizarea ciclului teoretic descris este dat de suprafața hașurată cuprinsă în interiorul ciclului. Curba 2-3

corespunzătoare compresiei depinde de natura schimbului de căldură dintre aer și cilindru. Astfel, dacă compresia se realizează fără cedare de căldură spre exterior, este compresie adiabatică, și decurge după curba 2-3a, arătată în figura 2.2. Dacă com-

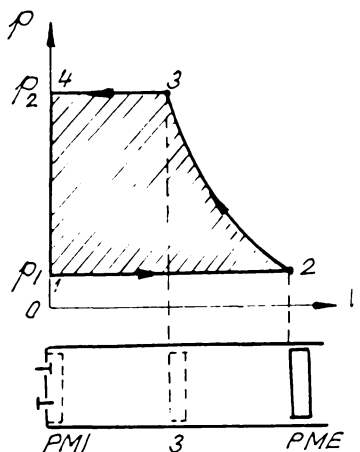


Fig.2.1. Ciclul teoretic al compresorului cu piston.

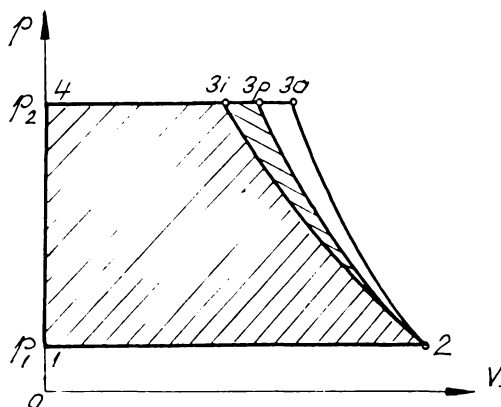


Fig.2.2. Ciclul teoretic la diferite moduri de realizare al schimbului de căldură între aer și cilindru.

presia are loc la temperatură constantă a aerului (căldura dezvoltată fiind preluată de fluidul de răcire al cilindrului), compresia este izotermă ( $pV = \text{const.}$ ), și decurge după curba 2-3i. În cazurile reale, compresia se realizează după o politropă (curba 2-3p), corespunzător relației  $pV^n = \text{const.}$ , unde  $n$  este exponentul politropic ( $1 < n < 1,4$ ). Diagrama din figura 2.2 evidențiază clar că lucrul mecanic minim se consumă atunci când compresia are loc după o izotermă, și este maxim în cazul compresiei adiabatică.

Lucrul mecanic consumat de un compresor la care compresia se realizează după o politropă este dat de expresia [29]:

$$L_p = \frac{n}{n-1} p_1 V_2 \left[ \left( \frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right] \quad (2.1)$$

în care:

- $n$  este exponentul politropic;
- $p_1$  : presiunea de aspirație,  $[N/m^2]$ ;
- $p_2$  : presiunea de refulare,  $[N/m^2]$ ;
- $V_2$  : volumul ocupat de aer în cilindru când pistonul se găsește în PME,  $[m^3]$ .

Dacă compresia este izotermă, lucrul mecanic este dat de relația:

$$L_i = p_1 V_2 \ln \left( \frac{p_2}{p_1} \right) \quad (2.2)$$

Este util a se preciza totuși că lucrul mecanic consumat în cazul compresiei izoterme nu este cel mai mic posibil, deoarece, dacă cilindrul compresorului este răcit intens, astfel încât temperatura la sfârșitul compresiei să fie mai mică decât cea de la începutul ei, se poate obține o curbă de compresie sub izoterma 2-3i, rezultând evident un lucru mecanic consumat mai mic. Analog, lucrul mecanic consumat pentru compresia adiabatică nu este cel mai mare posibil; la încălzirea cilindrului (pierderi mari prin frecări, etc.), nu numai că nu se cedează căldura rezultată în urma compresiei spre exterior, dar aerul se încălzește suplimentar, exponentul politropic devenind mai mare decât cel al adiabatei, curba de compresie situându-se deasupra adiabatei 2-3a.

Puterea necesară în cazul diagramei teoretice la compresie politropă este dată de relația [105]:

$$P_p = \frac{n}{n-1} G \cdot p_1 \cdot v_1 \left[ \left( \frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right] \quad (2.3)$$

unde:

G este debitul compresorului, [N/s];

$v_1$  : volumul specific al aerului la aspirație, [m<sup>3</sup>/N].

În cazul în care compresia este izotermă, puterea necesară este:

$$P_i = G \cdot p_1 \cdot v_1 \ln \left( \frac{p_2}{p_1} \right) \quad (2.4)$$

În construcția compresoarelor, la capătul cursei de refulare a pistonului (PmI), în cilindru rămâne un volum de aer  $V_m$  la presiunea  $p_2$ , care constituie spațiul mort. Ca urmare, diagrama ciclului teoretic a unui compresor cu spațiu mort arată ca în figura 2.3. În timpul cursei de întoarcere a pistonului, aerul din spațiul mort se destinde pînă la presiunea de aspirație (punctul 1, fig. 2.3). Procesul de aspirație începe din acest punct și decurge după linia 1-2.

Raportul dintre volumul de aer efectiv absorbit  $V_a$  și volumul teoretic  $V_t$  reprezintă coeficientul de volum [132]:

$$\lambda_o = \frac{V_a}{V_t} \quad (2.5)$$

iar  $V_t = S \cdot c$ , unde:

S este suprafața pistonului, [m<sup>2</sup>];  
 c este cursa pistonului, [m]

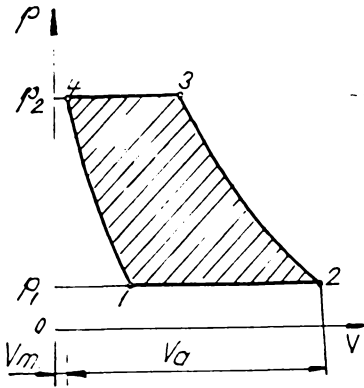


Fig. 2.3. Ciclul teoretic al unui compresor cu spațiu mort.

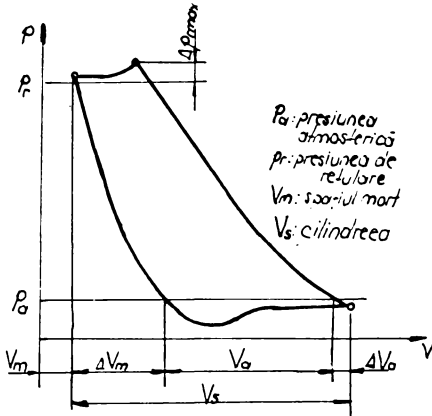


Fig. 2.4. Diagrama indicată a compresorului cu o treaptă de compresie.

Diagrama reală a compresorului (numită și diagrama indicată) se abate de la diagramă teoretică din următoarele cauze:

- existența spațiului mort, care reprezintă 2-5% din volumul teoretic  $V_t$ ;

- aspirația se realizează la o presiune cu circa 5% mai mică decât presiunea atmosferică, iar refularea se realizează la o presiune cu circa 3% mai mare decât cea din rezervorul tampon (datorită rezistențelor dinamice în supape);
- pierderi prin neetanșeități, etc.

În figura 2.4 este arătată diagrama indicată a compresorului cu o treaptă de compresie.

În cazul unui compresor cu două trepte de compresie, dacă compresia este politropică, lucrul mecanic consumat este dat de relația [29]:

$$L_{2p} = \frac{n}{n-1} p_1 V_2 \left[ \left( \frac{p_1}{p_1} \right)^{\frac{n-1}{n}} + \left( \frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{n-1}{n}} - 2 \right] \quad (2.6)$$

în care  $p_1$  este presiunea intermediară (presiunea de refulare pentru primul etaj și de aspirație pentru al doilea).

Relațiile (2.1) și (2.6) evidențiază că lucrul mecanic consumat de fiecare etaj al compresorului depinde numai de gradul de compresie al etajului respectiv. Pentru ca lucrul mecanic

consumat de etajele compresorului să fie egal, caz în care funcționarea acestuia ar fi mai economică [29], rapoartele de compresie ale etajelor trebuie să fie egale. Astfel, raportul de compresie al unui etaj este:

$$\sigma = z \sqrt{\frac{P_2}{P_1}}, \quad (2.7)$$

unde  $z$  este numărul de etaje.

Dacă se ține seama că diagrama indicată se abate de la diagrama ciclului teoretic, se poate defini randamentul izotermic [29]:

$$\eta_i = \frac{P_i}{P_{ind}} \quad (2.8)$$

unde:

$P_i$  este puterea izotermică, corespunzătoare ciclului izotermic;

$P_{ind}$ : puterea indicată, corespunzătoare diagramei indicate.

Randamentul izotermic dă indicații în legătură cu gradul de perfecțiune al diagramei indicate. Valoarea lui depinde de raportul de compresie și de modul de răcire, fiind cuprins între 0,75 și 0,78 la compresoare avînd raportul de compresie 2,4-3,1 și între 0,65 și 0,68 la compresoare avînd raportul de compresie 6-7. Valoarea randamentului izotermic scade odată cu creșterea turației.

Randamentul mecanic este raportul între puterea indicată  $P_{ind}$  și puterea cerută la arborele compresorului  $P_c$ :

$$\eta_m = \frac{P_{ind}}{P_c} \quad (2.9)$$

Valoarea randamentului mecanic este influențată de tipul constructiv al compresorului, de calitatea fabricației și de gradul de încărcare, fiind cuprins între 0,85-0,95, valorile mai mici corespunzînd compresoarelor cu debite mici și turație mare.

Dacă se utilizează și o transmisie între compresor și motor, randamentul acesteia este:

$$\eta_t = \frac{P_c}{P_m}, \quad (2.10)$$

$P_m$  fiind puterea la arborele motorului de acționare. La construcțiile uzuale, randamentul transmisiei are valori cuprinse între 0,96 și 0,99. La majoritatea compresoarelor cu debite peste 15 m<sup>3</sup>/min, realizate în prezent, motorul se montează direct pe



arborele compresorului, eliminându-se astfel transmisia.

Randamentul total al compresorului este:

$$\eta = \eta_i \eta_m \eta_t = \frac{P_i}{P_m} \quad (2.11)$$

și este cuprins între 0,45 și 0,71.

Puterea necesară la arborele motorului de acționare rezultă:

$$P_m = \frac{P_i}{\eta} = \frac{P_{ind}}{\eta_m \eta_t} \quad (2.12)$$

În figura 2.5 este arătată [29] legătura între puterea specifică  $P_s$  corespunzătoare unui debit de  $1 \text{ m}^3/\text{min}$ , și presiunea de refulare.

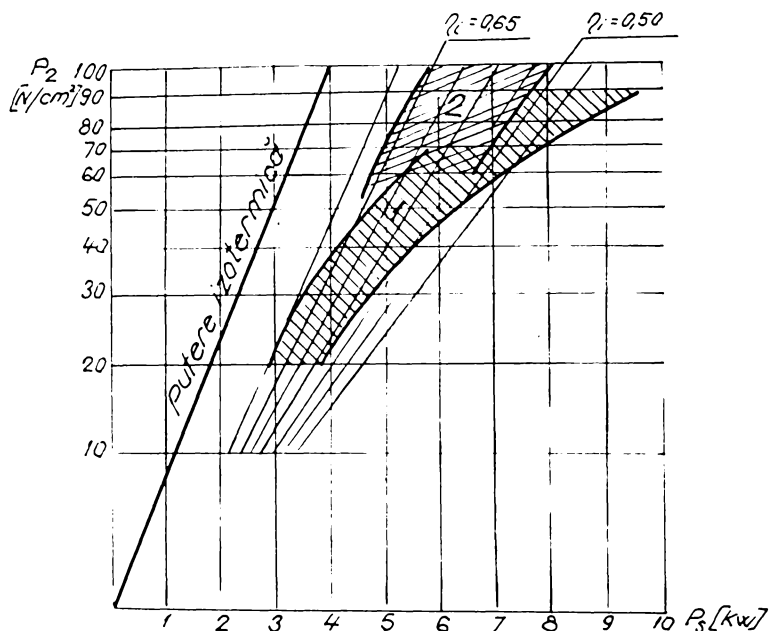


Fig.2.5. Legătura între puterea specifică  $P_s$  și presiunea de refulare  $p_2$  pentru compresoare cu piston

Domeniul 1 din figură corespunde compresoarelor cu un etaj, iar domeniul 2 compresoarelor cu două etaje. Limita superioară a fiecărei zone hașurate corespunde compresoarelor de puteri mari, răcite cu apă, iar limita inferioară compresoarelor de puteri mici, răcite cu aer.

În timpul funcționării compresorului, presiunea aerului din cilindri și forțele de inerție ale maselor mecanismului bielă-manivelă produc forțe variabile periodic, care solicită piesele fixe ale compresorului precum și un cuplu cu caracter

de asemenea periodic, care este aplicat arborelui cotit. Forțele periodice se transmit batiului compresorului și produc vibrații, însoțite de un consum sporit de putere. Determinarea diagramei de sarcină a compresorului necesită cunoașterea ansamblului de forțe care solicită mecanismul bielă-manivelă. Acestea pot fi împărțite în două grupe:

- forța care acționează asupra pieselor în mișcare liniară alternativă;
- forțe care acționează asupra pieselor în mișcare de rotație.

După cum este cunoscut, în componerea mecanismului bielă-manivelă intră pistonul cu bolțul său, biela și manivela cuprinsă în arborele cotit. Pistonul și bolțul execută o mișcare rectilinie alternativă, iar arborele cotit o mișcare de rotație cu viteză unghiulară constantă. În schimb biela, fiind legată cu un capăt de piston și cu celălalt capăt de arborele cotit, are o mișcare complexă. Din acest motiv, pentru simplificarea calculelor, se descompune masa bielei în două mase, una considerându-se atașată pistonului și cealaltă atașată manetonului arborelui cotit. Descompunerea se realizează astfel încât centrul de greutate al ansamblului celor două mase să se găsească în aceeași poziție față de punctele de articulație ale bielei ca și centrul de greutate al bielei reale.

Asupra pieselor în mișcare liniară alternativă acționează următoarele forțe:

- forța datorată presiunii aerului comprimat, exercitată asupra pistonului;
- forțele de inerție ale maselor în mișcare liniară alternativă;
- forțele de frecare ale pieselor în mișcare liniară alternativă.

Asupra pieselor aflate în mișcare de rotație acționează următoarele forțe:

- forța tangențială ce se aplică prin bielă la manetonul manivelei, datorită acțiunii rezultantei forțelor de la piesele în mișcare liniară alternativă;

- forța centrifugă a maselor în mișcare de rotație;
- forțele de frecare ale pieselor în mișcare de rotație.

Forța datorată presiunii aerului comprimat se obține din diagrama indicată a compresorului, și este funcție de poziția

manivelei. Diagrama indicată se poate determina prin calcul, sau, la un compresor dat, experimental. În calcule mai puțin pretențioase, se poate utiliza diagrama teoretică.

Forțele de inerție ale maselor în mișcare alternativă rezultă din studiul cinematicii și dinamicii mecanismului bielă-manivelă [20]. Astfel, dacă se notează cu:

$m_a$ : masa pieselor în mișcare liniară alternativă (piston, bolț și masa corespunzătoare a bielei);

$r$ : raza manivelei;

$l$ : lungimea bielei;

$\lambda$ : raportul  $\frac{r}{l}$ ;

$\Omega$ : viteza unghiulară a arborelui cotit;

$\alpha$ : unghiul dintre manivela arborelui cotit și axa cilindrului, expresia vitezei punctului de atac al manivelei este [20]:

$$v = r \cdot \Omega \left[ \sin \alpha + \frac{r}{2l} \frac{\sin 2\alpha}{1 - \left(\frac{r}{l}\right)^2 \sin^2 \alpha} \right] \quad (2.13)$$

Forța de inerție este dată de relația:

$$F_i = m_a \frac{d \cdot v}{dt} \quad (2.14)$$

Deoarece în construcțiile practice de compresoare raportul  $\lambda$  are valori cuprinse în domeniul  $\frac{1}{6} \dots \frac{1}{8}$ , iar  $\sin \alpha \ll 1$ , rezultă că se poate aproxima

$$\sqrt{1 - \left(\frac{r}{l}\right)^2 \sin^2 \alpha} \approx 1,$$

și deci pentru forța de inerție se obține expresia:

$$F_i = m_a \cdot r \cdot \Omega^2 (\cos \alpha + \lambda \cos 2\alpha) \quad (2.15)$$

Forța de frecare rezultantă care acționează asupra pistonului este variabilă și îndreptată în sens invers mișcării pistonului.

Insumînd aceste forțe pentru diverse poziții succesive ale pistonului, dependente de unghiul  $\alpha$ , se obține forța rezultantă care acționează asupra pistonului  $F_p(\alpha)$ .

Forța tangențială aplicată manetonului  $F_t$  rezultă din forța rezultantă aplicată pistonului  $F_p$ , prin descompunerea acesteia în două componente, ca în figura 2.6: o componentă  $F_b$  în direcția bielei și o componentă  $F_n$  perpendiculară pe axa cilindrului. Componenta  $F_n$  produce cuplul de basculare  $C_b = F_n \cdot A$ ,

care provoacă vibrația compresorului. Ea este echilibrată de reacțiunea peretelui cilindrului.

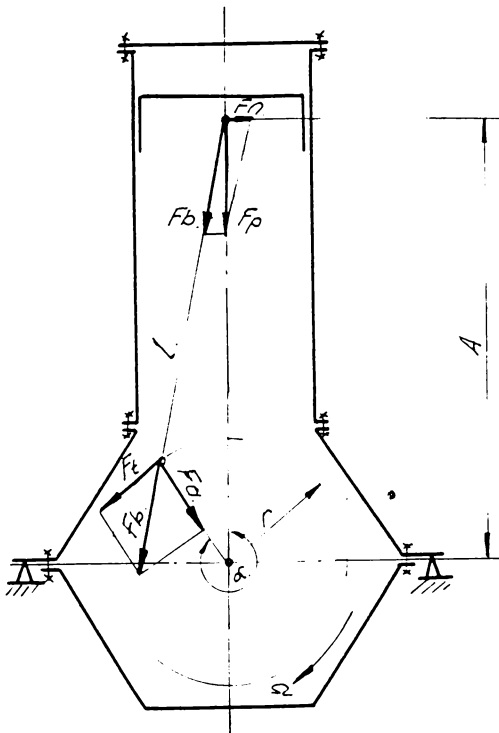


Fig.2.6. Forțele care acționează asupra mecanismului compresorului.

521.000  
359 a

Componenta  $F_b$  se transmite prin bielă la maneton, și se decompune, la rîndul său, în două componente: o componentă tangentă la cercul pe care se deplasează manetonul  $F_t$ , și o componentă normală pe acesta  $F_n$ . Componenta  $F_n$  este echilibrată de reacțiunea lagărelor, iar componenta  $F_t$  produce cuplul mecanismului  $C'_s$ , care este acoperit de motorul de acționare:

$$C'_s = F_t \cdot r \quad (2.16)$$

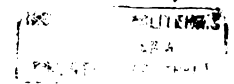
Se observă că, la o altă scară, curba  $F_t(\alpha)$  reprezintă și curba  $C'_s(\alpha)$ .

Forța centrifugă corespunzătoare maselor în mișcare de rotație este dată de expresia:

$$F_c = m_r \cdot r \cdot \Omega^2, \quad (2.17)$$

în care  $m_r$  este masa pieselor în mișcare de rotație, reduse la centrul manetonului.

Forțele de frecare ale pieselor în mișcare de rotație se consideră acționînd asupra manetonului cu o valoare constantă,



opusă mișcării. Ele dau naștere unui cuplu de frecare  $C_f$ , care însumat cu cel produs de forța tangențială  $F_t$ ,  $C'_s$  dau cuplul rezistent total  $C_s$ :

$$C_s = C'_s + C_f \quad (2.18)$$

În figura 2.7 este arătată curba  $C_s = f(\alpha)$  pentru un compresor cu două trepte de compresie, tip L 50 ( $50 \text{ m}^3/\text{min}$ , 8 at,  $P_N = 330 \text{ kW}$ ) fabricat de I.C.M. Reșița.

Avînd în vedere necesitatea realizării unui moment de inerție ridicat, motoarele pentru acționarea compresoarelor se execută cu diametru al rotorului mare (pasul polar mare), rezultînd un raport între lungimea  $l$  a părții active și pasul polar  $\tau$  mic. Astfel, la motoarele de construcție recentă raportul  $l/\tau$  este cuprins între 0,8 și 1,6 (la motorul MS 1900/270, de  $P_N = 620 \text{ kW}$ , al compresorului de tip L 100 fabricat la I.C.M. Reșița raportul  $l/\tau = 270/259,2 = 1,04$ ).

La construcțiile mai vechi mărirea momentului de inerție se realiza prin adăugarea unui volant pe arborele agregatului, sau prin fixarea unei coroane din fontă lateral pe rotor, de diametru mai mare decît acesta. S-au realizat deasemenea și motoare cu rotorul exterior, la care se poate obține cu ușurință momentul de inerție necesar; totuși, asemenea construcții nu s-au extins, datorită dificultăților pe care le ridică la montaj și reparații.

Cel mai răspîndit este astăzi motorul sincron cu poli aparrenți, care se pretează bine unei realizări cu număr de perechi de poli mare, avînd în vedere turația relativ joasă a compresoarelor ( $300 \dots 750 \text{ rot/min}$ ). Rotorul este executat de obicei din fontă turnată, pe care se fixează polii, realizați din tablă de oțel moale, prin ștanțare. În tălpile polare este plasată înfășurarea de pornire, realizată din cupru sau alamă și servind și ca înfășurare de amortizare.

La unele construcții, la care excitația motorului sincron este asigurată de un generator de curent continuu, acesta este acționat chiar de către motorul sincron, prin cuplare directă sau prin transmisie cu curele (compresoarele de tipul V fabricate de I.C.M. Reșița). La unele tipuri de compresoare generatorul de curent continuu este acționat separat de către un motor asincron, formînd grupul de excitație (compresoarele de tip L). Recent, la construcțiile mai noi, excitația se realizează de la redresare [30, 127].

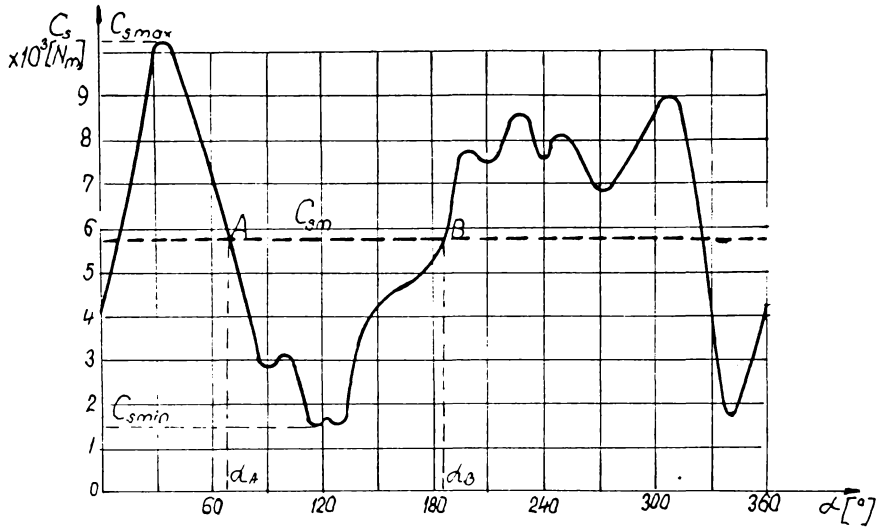


Fig.2.7. Curba  $C_s=f(\alpha)$  pentru compresorul L 50.

La acționarea compresoarelor pentru aer cu piston, pornirea nu ridică probleme deosebite, dacă se face în gol. Dacă însă pornirea se face în plină sarcină, atunci motorul de acționare este puternic solicitat la pornire. În figura 2.8 sînt prezentate caracteristicile mecanice, în valori relative, pentru un compresor obișnuit. Curba 1 corespunde pornirii în gol a compresorului, iar curba 2 în plină sarcină. Din acest motiv porni-

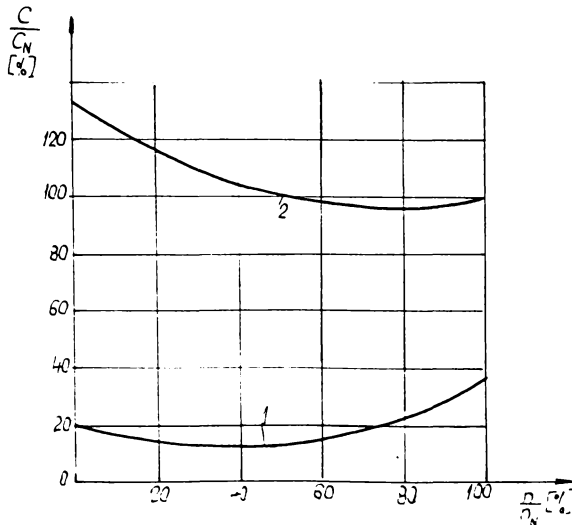


Fig.2.8. Caracteristicile mecanice ale unui compresor.

rea compresoarelor pentru aer cu piston se realizează de obicei în gol, prin ridicarea supapei de aspirație sau punerea în

legătură cu atmosfera a conductei de refulare. La motoarele sincrone pentru acționarea compresoarelor, ca de altfel la marea majoritate a motoarelor sincrone utilizate azi, pornirea se realizează în asincron, datorită avantajelor pe care le prezintă:

- simplitate în realizarea schemei electrice;
- nu necesită mașini auxiliare;
- posibilitate de resincronizare simplă a motorului, în cazul ieșirii acestuia din sincronism;
- colivia de pornire îmbunătățește comportarea dinamică a motorului.

Caracteristica mecanică asincronă  $C_a = f(s)$  a motorului sincron nu se deosebește de cea a unui motor asincron cu rotorul în scurtcircuit. Caracteristica  $C_a = f(s)$  trebuie să îndeplinească următoarele cerințe:

- cuplul asincron trebuie să asigure accelerarea motorului pînă la o turație subsincronă egală cu aproximativ 95% din turația sincronă;

- la alunecare  $s = 0,05$ , cuplul asincron trebuie să aibă o valoare suficient de mare pentru a participa cu eficacitate la intrarea motorului în sincronism. Pentru calculul caracteristicii cuplului asincron al motorului sincron în timpul pornirii sînt date în literatură mai multe metode [27,116,129]. Dacă se notează parametrii motorului sincron, raportați la stator și exprimați în unități relative (u.r.) cu:

$r_1$  - rezistența de fază a înfășurării statorice, în curent alternativ;

$x_{\sigma 1}$  - reactanța de scăpări pe fază;

$x_{ad}$  - reactanța utilă corespunzătoare fluxului de reacție longitudinală a indusului;

$x_{aq}$  - reactanța utilă corespunzătoare fluxului de reacție transversală a indusului;

$x_d = x_{ad} + x_{\sigma 1}$  - reactanța sincronă longitudinală;

$x_q = x_{aq} + x_{\sigma 1}$  - reactanța sincronă transversală;

$r_e$  - rezistența înfășurării de excitație;

$x_e$  - reactanța înfășurării de excitație;

$x_{fe} = x_e - x_{ad}$  - reactanța de scăpări a înfășurării de excitație;

$r_d$  - rezistența înfășurării de pornire, după axa longitudinală;

$r_q$  - rezistența înfășurării de pornire, după axa transversală;

$x_{\sigma d}$  - reactanța de scăpări a înfășurării de amortizare, după axa longitudinală (pentru inele de scurtcircuitare complete);

$x_{\sigma q}$  - reactanța de scăpări a înfășurării de amortizare, după axa transversală (pentru inele de scurtcircuitare complete), ca mărime de raportare pentru stator fiind impedența de bază

$$Z_b = \frac{U}{I_{1N}}, \text{ iar pentru parametrii rotorului raportați la stator}$$

criteriile de raportare sînt cele care se bazează pe respectarea egalităților între fundamentalele tensiunilor magnetice, pierderilor și energiilor magnetice ale rotorului real și ale celui echivalent [27], atunci calculul caracteristicii cuplului asincron al motorului sincron se poate face utilizînd relații de calcul relativ simple, care au fost stabilite pe baza teoriei dublei reacții a mașinii sincrone [27, 79]. Astfel, pe baza parametrilor motorului sincron precizați mai sus se determină succesiv impedențele complexe definite prin relațiile [27]:

- impedențele înfășurării de amortizare după axele longitudinală și transversală:

$$\underline{z}_{\sigma d} = \frac{r_d}{s} + jx_{\sigma d} \quad ; \quad \underline{z}_{\sigma q} = \frac{r_q}{s} + jx_{\sigma q} \quad (2.19)$$

- impedența înfășurării de excitație:

$$\underline{z}_{\sigma e} = \frac{r_e}{s} + jx_{\sigma e} \quad (2.20)$$

Utilizînd relațiile (2.19) și (2.20) se determină impedențele echivalente după axele longitudinală și transversală [27]:

$$\underline{z}_{ad} = \frac{1}{\frac{1}{jx_{ad}} + \frac{1}{\underline{z}_{\sigma d}} + \frac{1}{\underline{z}_{\sigma e}}} \quad ; \quad \underline{z}_{aq} = \frac{1}{\frac{1}{jx_{aq}} + \frac{1}{\underline{z}_{\sigma q}}} \quad (2.21)$$

iar, în continuare impedențele pentru componenta de succesiune directă, după cele două axe [27]:

$$\underline{z}_{d1} = \underline{z}_{ad} + r_1 + jx_{\sigma 1} \quad ; \quad \underline{z}_{q1} = \underline{z}_{aq} + r_1 + jx_{\sigma 1} \quad (2.22)$$

și impedențele pentru componenta de succesiune inversă, după cele două axe [27]:

$$\underline{z}_{d3} = \underline{z}_{ad} + \frac{1}{2s-1} + jx_{\sigma 1} \quad ; \quad \underline{z}_{q3} = \underline{z}_{aq} + \frac{1}{2s-1} + jx_{\sigma 1} \quad (2.23)$$

În continuare, utilizînd relațiile (2.21) și (2.23), se determină impedența echivalentă definită prin relația [27]:

$$\underline{z}_{2e} = \frac{1}{2} \left[ (\underline{z}_{ad} + \underline{z}_{aq}) - \frac{(\underline{z}_{ad} - \underline{z}_{aq})^2}{\underline{z}_{d3} + \underline{z}_{q3}} \right] = r_{2e} + jx_{2e} \quad (2.24)$$

Cu relațiile (2.22) și (2.23) se determină valorile complexe ale curenților de succesiune directă și inversă, considerînd că prima se face la tensiunea nominală ( $U = 1 \text{ u.r.}$ ) (valori



relative) [27]:

$$\underline{I}_1 = U \frac{z_{d3} + z_{q3}}{z_{d1}z_{q3} + z_{d3}z_{q1}} = \frac{z_{d3} + z_{q3}}{z_{d1}z_{q3} + z_{d3}z_{q1}} = \underline{I}_{1a} + j\underline{I}_{1r} \quad (2.25)$$

$$\underline{I}_3 = U \frac{z_{d1} - z_{q1}}{z_{d1}z_{q3} + z_{d3}z_{q1}} = - \frac{z_{d1} - z_{q1}}{z_{d1}z_{q3} + z_{d3}z_{q1}} = \underline{I}_{3a} + j\underline{I}_{3r} \quad (2.26)$$

cu  $\underline{I}_{1a}, \underline{I}_{1r}$  și  $\underline{I}_{3a}, \underline{I}_{3r}$  notîndu-se componentele active și reactive ale curentului de succesiune directă, respectiv inversă, în unități relative, și în continuare pătratele modulelor curenților de succesiune directă și inversă, în unități relative, sînt:

$$\underline{I}_1^2 = \underline{I}_{1a}^2 + \underline{I}_{1r}^2 ; \quad \underline{I}_3^2 = \underline{I}_{3a}^2 + \underline{I}_{3r}^2 \quad (2.27)$$

Cu aceste valori se poate determina acum caracteristica cuplului asincron (cuplul electromagnetic mediu)  $C_e = f(s)$  a motorului sincron (u.r.) [27]:

$$\underline{C}_e = \frac{C_e}{C_N} = \frac{1}{\gamma_N \cos \gamma_N} \left( r_{2e} \underline{I}_1^2 + \frac{r_1}{2s-1} \underline{I}_3^2 \right), \quad (2.28)$$

$C_N$  fiind cuplul nominal la arbore al motorului, dat de relația:

$$C_N = \frac{P_N}{\Omega_N} \quad (2.29)$$

În timpul pornirii, curentul absorbit de motor din rețea variază conform relației:

$$\underline{I} = \sqrt{\underline{I}_1^2 + \underline{I}_3^2} \quad [\text{u.r.}], \quad (2.30)$$

iar curentul din înfășurarea de excitație este:

$$\underline{I}_{ex} = \sqrt{(\underline{I}_{1a} + \underline{I}_{3a})^2 + (\underline{I}_{1r} + \underline{I}_{3r})^2} \cdot \frac{z_{ad}}{z_{re}} \quad [\text{u.r.}] \quad (2.31)$$

Pe baza relațiilor (2.19)...(2.28) se poate determina, pentru  $s=0,05$ , valoarea cuplului de intrare în sincronism,  $C_{ei}$ , precum și cuplul de pornire  $C_{ep}$  ( $s=1$ ), putîndu-se în acest fel aprecia că motorul corespunde scopului propus. Reprezentarea grafică a caracteristicilor de mai sus, pentru un motor sincron de 400 kW, 6kV, 1000 rot/min, cu poli aparenti, este arătată în figura 2.9 [27].

Metoda de determinare a caracteristicii cuplului asincron al motorului sincron prezentată mai sus este laborioasă și presupune cunoașterea unui număr mare de parametri ai motorului,

care adesea nu sînt la îndemîna celui care proiectează acţiunea. Din acest motiv, în practică, pentru calcule mai puţin

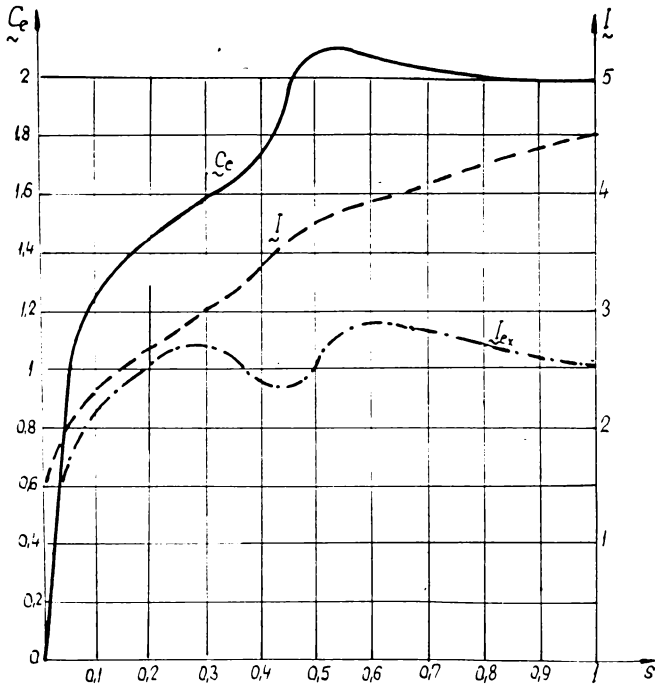


Fig.2.9. Caracteristicile de pornire în asincron  $\tilde{C}_e = f(s)$ ,  $\tilde{I} = f(s)$  și  $\tilde{I}_{ex} = F(s)$  ale unui motor sincron de 400 kW, 6 kV, 1000 rot/min.

pretențioase, această caracteristică se poate determina cu relația [116,127] :

$$\tilde{C}_a = \frac{C_a}{C_N} = \frac{2D_N}{\frac{s_k}{s} + \frac{s}{s_k}} \quad (2.32)$$

în care cu  $C_a$  s-a notat cuplul asincron la arbore, iar  $D_N = \frac{C_{amax}}{C_N}$  este raportul de suprasarcină al motorului, și se determină cu relația [116] :

$$D_N \approx \frac{S_N}{2P_N} \left( k_i - \frac{2}{x_d + x_q} \right), \quad (2.33)$$

unde  $k_i = \frac{I_p}{I_N} = \frac{I_p}{I_N}$  este raportul dintre curentul de pornire și cel nominal al motorului.

Alunecarea critică  $s_k$  se determină din relația (2.32) dacă se cunoaște raportul dintre cuplul de pornire și cuplul nominal, pentru  $s=1$ :

$$\tilde{C}_{ap} = \frac{C_{ap}}{C_N} = \frac{2D_N}{s_k + \frac{1}{s_k}},$$

de unde:

$$s_k = \frac{D_N}{\tilde{C}_{ap} p} - \sqrt{\left(\frac{D_N}{C_{ap}}\right)^2 - 1} \quad (2.34)$$

Aceste relații sînt valabile dacă motorul este alimentat la tensiunea nominală.

În momentul pornirii, viteza rotorului fiind zero, dacă bobinajul de excitație este deschis, în el se induce o tensiune de valoare ridicată (3...20 kV), care poate duce la străpungerea izolației acestuia. Din acest motiv, în timpul pornirii în asincron, bobinajul de excitație se închide printr-o rezistență: rezistența de descărcare. Introducerea rezistenței de descărcare îmbunătățește caracteristica asincronă a motorului, reducînd efectul monoaxial. Astfel, dacă se notează  $m = \frac{R_d}{R_e}$  raportul dintre rezistența de descărcare  $R_d$  și rezistența înfășurării de excitație  $R_e$ , atunci influența valorii lui  $R_d$  asupra caracteristicii asincrone a motorului sincron, în domeniul alunecărilor mici ( $s=0...0,1$ ) este arătată în figura 2.10. [129]. Acest domeniu este

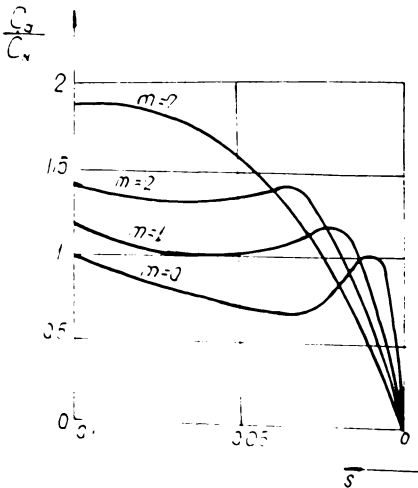


Fig.2.10. Influența raportului  $m = \frac{R_d}{R_e}$  asupra caracteristicii asincrone a motorului sincron în domeniul alunecărilor mici.

important deoarece aici are loc sincronizarea motorului. Se vede că prin creșterea lui  $m$  se reduce concavitățile din curba cuplului asincron, crescînd și valoarea cuplului corespunzător alunecării mici.

cării  $s=0,05$ . Influența valorii raportului  $m$  asupra caracteristicii asincrone în ansamblu, precum și asupra cuplului de pornire și de intrare în sincronism se poate vedea în figura 2.11 [129].

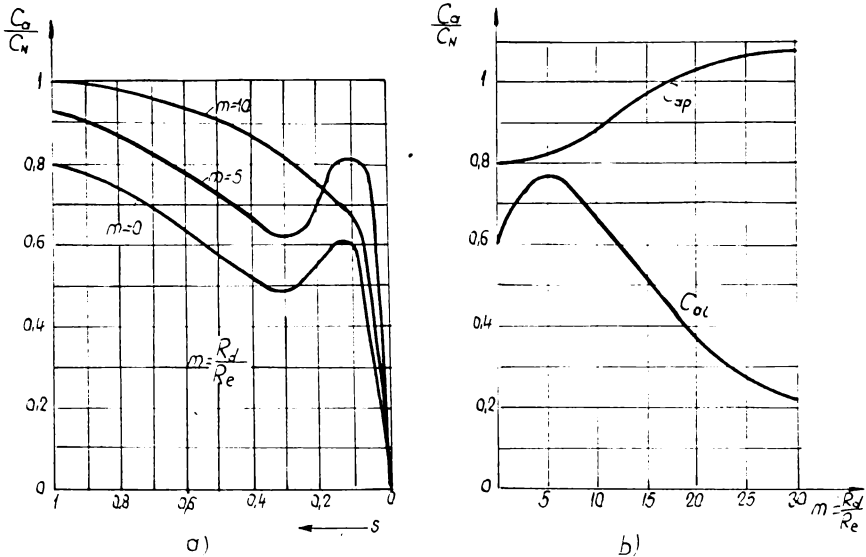


Fig.2.11. Influența raportului  $m = \frac{R_d}{R_e}$  asupra: a) caracteristicii asincrone  $\frac{C_a}{C_N} = f(s)$ ; b) cuplului de pornire  $C_{ap}$  și cuplului de intrare în sincronism  $C_{ai}$ .

Din cele arătate mai sus rezultă că prezența rezistenței de descărcare în circuitul de excitație al motorului are următoarele efecte favorabile [129]:

- micșorează valoarea tensiunii induse în înfășurarea de excitație în timpul pornirii;
- mărește valoarea medie a cuplului asincron, reducînd timpul de accelerare;
- îmbunătățește caracteristica  $C_a = f(s)$  în domeniul alunecărilor mici, asigurînd sincronizarea ușoară a motorului;
- reduce efectul monoaxial;
- asigură stingerea cîmpului după deconectarea motorului de la rețea.

După cum rezultă din caracteristicile reprezentate în figurile 2.9 și 2.10, valoarea cea mai favorabilă a rezistenței de descărcare este:

$$R_d = (8 \dots 10) R_e \quad (2.35)$$

Rezistența de descărcare se poate lega în circuitul de excitație în serie sau paralel (figura 2.12). Legarea serie se utilizează la motoare sincrone de putere mică și medie (pînă la

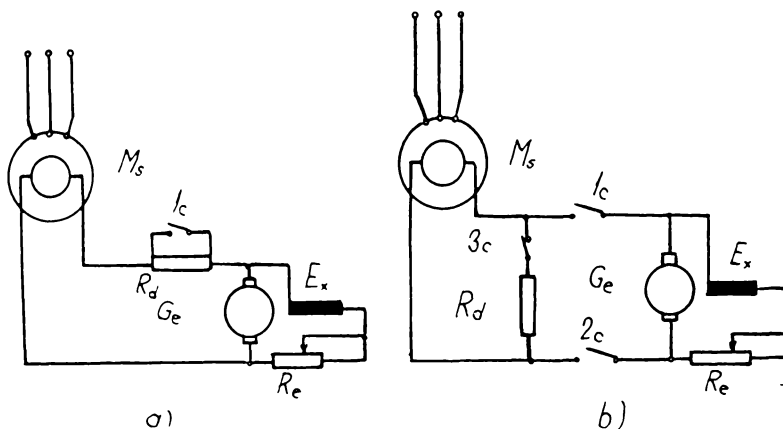


Fig.2.12. Legarea rezistenței de descărcare: a) serie; b) paralel.

700 kW), iar legarea paralel la motoare de putere mare.

O altă metodă care evită apariția tensiunilor periculoase care apar la pornire în înfășurarea de excitație, constă în legarea directă a excitației motorului sincron la indusul excitatoarei (schemă de pornire fără comutație rotorică). Schema este simplă, dar cuplul asincron are valoare mai redusă, efectul monoaxial este mai puternic, cuplul asincron de intrare în sincronism mai redus, datorită concavității din caracteristica asincronă în domeniul alunecărilor mici.

La schemele care utilizează redresoare de excitație se utilizează în ultimul timp rezistențe neliniare [127], care prezintă valoare mică la tensiune ridicată, și își crește mult valoarea la valori ale tensiunii de ordinul de mărime al tensiunii de excitație.

După ce motorul atinge o anumită turație subsincronă (la  $s \approx 0,05$ ), se deconectează rezistența de descărcare și se conectează sursa de curent continuu la bornele înfășurării de excitație. În acest fel apare un cuplu sincron care variază sinusoidal cu unghiul intern  $\alpha$  al motorului, producând oscilații ale rotorului. În timpul procesului oscilator, variază alunecarea, unghiul intern, curentul statoric și puterea absorbită de

motor din rețea. Procesul continuă pînă la atingerea turației de sincronism și sincronizarea motorului, cînd oscilațiile dispar. Amplitudinea oscilațiilor și durata procesului tranzitoriu de intrare în sincronism depind de următorii factori:

- cuplul asincron al motorului;
- cuplul rezistent al compresorului;
- momentul de inerție al agregatului;
- alunecarea inițială;
- unghiul intern inițial (în momentul în care se conectează excitația);

- cuplul sincron al motorului (curentul de excitație).

Procesul de sincronizare al motorului decurge în bune condițiuni dacă excitația se cuplează la alunecări mici; în acest caz, amplitudinea oscilațiilor va fi mică, iar procesul de intrare în sincronism de scurtă durată. Condițiile cele mai favorabile de intrare în sincronism se obțin la valori mici ale următoarelor mărimi:

- alunecarea inițială;
- unghiul intern inițial;
- cuplul rezistent;
- momentul de inerție al agregatului.

Pentru pornirea motorului sincron în asincron se utilizează în general două metode: pornirea directă și pornirea indirectă.

În cazul pornirii directe, motorul se conectează direct la rețea, conform schemei de principiu din figura 2.13. Curentul de pornire al motorului în acest caz se poate determina cu

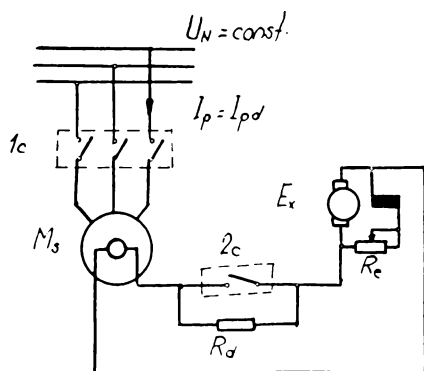


Fig.2.13. Pornirea directă a motorului sincron.

relația (2.30), fiind de 5...9 ori mai mare decît curentul nomi-

ial al motorului.

Această metodă a primit azi cea mai largă răspîndire, fiind aplicată în toate cazurile cînd rețeaua de alimentare suportă șocul de curent la pornire și cînd motorul este construit corespunzător. Ea se pretează bine în cazul motoarelor sincrone utilizate la acționarea compresoarelor pentru aer, care avînd turații mici au reactanța de scurtcircuit mare și ca urmare au curentul de pornire mic.

Pornirea indirectă a motorului sincron se utilizează atunci cînd este necesară reducerea curentului de pornire. În acest scop se folosesc bobine de reactanță sau autotransformatoare. Schema de principiu utilizată pentru pornirea indirectă cu bobine de reactanță este arătată în figura 2.14.

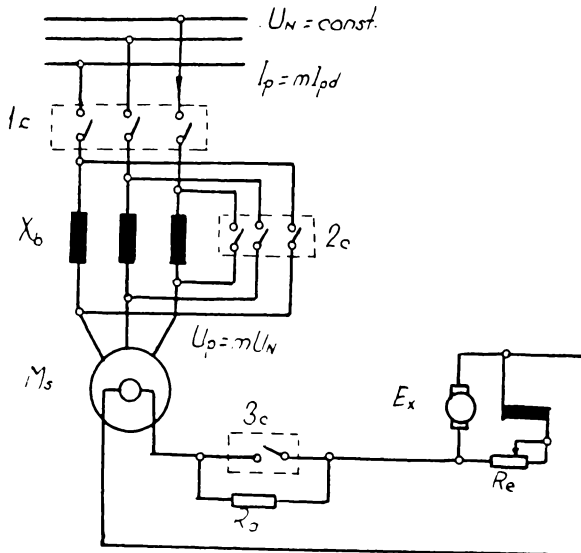


Fig.2.14. Pornirea indirectă cu bobine de reactanță a motorului sincron.

Datorită introducerii în circuit a reactanței suplimentare  $X_b$ , tensiunea la bornele motorului scade la valoarea:

$$U_p = m U_N, \quad (2.36)$$

iar curentul de pornire va fi:

$$I_p \approx m I_{pd}, \quad (2.37)$$

unde  $m$  este un coeficient de reducere a tensiunii, care se de-

termină pe baza cuplului de pornire al motorului. Astfel, dacă se notează cuplul asincron de pornire la tensiunea nominală cu  $C_{apN}$  și cuplul asincron de pornire la tensiunea  $U_p$  cu  $C_{ap}$ , se poate scrie relația:

$$\frac{C_{ap}}{C_{apN}} = \left(\frac{U_p}{U_N}\right)^2 = m^2, \quad (2.38)$$

de unde:

$$m = \sqrt{\frac{C_{ap}}{C_{apN}}} \quad (2.39)$$

Pentru ca pornirea să fie posibilă, este necesar să fie îndeplinită condiția:

$$C_{ap} > C_{pc}, \quad (2.40)$$

$C_{pc}$  fiind cuplul de pornire al compresorului.

Pornirea indirectă a motorului sincron prin autotransformator este arătată în schema de principiu din figura 2.15.

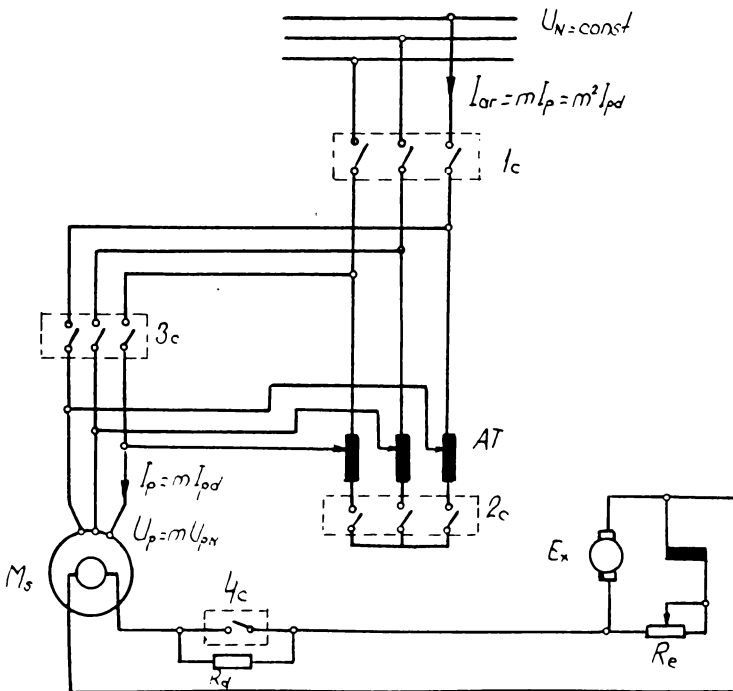


Fig.2.15. Pornirea indirectă cu autotransformator a motorului sincron.



Dacă tensiunea redusă obținută de la autotransformator are valoarea  $U_p = m U_N$ , curentul de pornire al motorului va fi:

$$I_p \approx m \cdot I_{pd}$$

Curentul absorbit din rețeaua de alimentare, ținând seama de raportul  $m$  de reducere a tensiunii autotransformatorului, rezultă:

$$I_{ar} = m I_p = m^2 I_{pd} \quad (2.41)$$

Raportul cuplurilor de pornire este:

$$\frac{C_{ap}}{C_{apN}} = \left( \frac{U_p}{U_N} \right)^2 = m^2,$$

de unde:

$$C_{ap} = m^2 C_{apN} \quad (2.42)$$

Comparînd între ele cele trei metode descrise, se pot trage următoarele concluzii:

- a) pornirea directă se poate aplica la:
  - motoare sincrone de putere mică;
  - motoare sincrone de putere mare și turație joasă,atunci cînd se alimentează de la o rețea puternică;
- b) pornirea indirectă se aplică la:
  - motoare sincrone de putere mare și turație înaltă;
  - motoare sincrone de putere mare și turație joasă,atunci cînd se conectează la o rețea slabă.

Dacă se ține seama că puterile uzuale ale motoarelor sincrone pentru antrenarea compresoarelor pentru aer cu piston sînt cuprinse în domeniul 150...1000 kW, iar turația între 750...3000 rot/min, precum și de faptul că în ultimii ani puterea rețelelor a crescut considerabil, rezultă că metoda rațională de pornire a motoarelor sincrone de acționare a compresoarelor pentru aer cu piston este metoda pornirii directe. Metoda poate fi aplicată chiar și în cazul motoarelor de puteri mari, deoarece compresoarele pentru aer funcționînd de regulă grupate în stații de compresoare, se poate asigura întotdeauna pornirea în gol a compresorului.

Pentru motoarele sincrone utilizate la acționarea compresoarelor pentru aer, se recomandă [129] ca raportul între cuplul de pornire asincron  $C_{ap}$  și cuplul nominal al motorului  $C_N$  să fie  $C_{ap}/C_N = 0,3 \dots 0,8$ , iar raportul între cuplul de intrare în sincronism  $C_{ai}$  și cuplul nominal să fie  $C_{ai}/C_N = 0,4 \dots 1,2$ .

Procesul de pornire în asincron al motorului sincron cuprinde, după cum s-a mai arătat, două etape distincte:

- în prima etapă, motorul sincron, funcționând ca motor asincron, accelerează de la turația zero pînă în apropierea turației de sincronism (aproximativ 95%) din turația sincronă);
- în etapa a doua, care începe din momentul conectării excitației, are loc un proces tranzitoriu de intrare în sincronism, după care motorul trece la funcționare sincronă.

Oscilograma curentului statoric al unui motor sincron în perioada pornirii este arătată în figura 2.16.

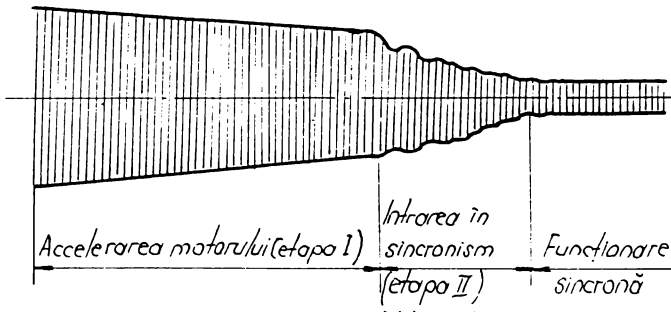


Fig.2.16. Oscilograma curentului de pornire al motorului sincron.

Analizarea completă a comportării motorului sincron în timpul primei etape a pornirii asincrone presupune examinarea următoarelor mărimi:

- curentul statoric în perioada de pornire;
- variația tensiunii la bornele motorului în timpul procesului de pornire;
- variația tensiunii induse în bobinajul de excitație al motorului;
- curentul în înfășurarea de excitație;
- timpul de accelerare al motorului.

În tabelul 2.1 se dau valorile raportului dintre curentul de pornire și cel nominal  $I_p/I_N$  pentru cîteva motoare sincrone de fabricație sovietică (URSS) și fabricate la noi în țară (ICMR), utilizate pentru acționarea compresoarelor pentru aer cu piston.

Tabelul 2.1

		Puterea nominală, kW									
		120	170	175	250	330	620	790	1400	2500	3450
Tabr.	URSS	URSS	ICMR	URSS	ICMR	ICMR	URSS	URSS	URSS	URSS	URSS
$t_p$	10	14	8	4	14	18	6	10	12	24	
$t_p/I_N$	4	3,9	6,4	4,5	5	5,5	4,8	4,2	4,6	4	

Curentul de pornire produce încălzirea bobinajului statoric. Temperatura bobinajului statoric se poate determina în primă aproximație, cu relația [85] :

$$\theta_s = \frac{j \left( \frac{I_p}{I_N} \right)^2}{175 \cdot 10^6} t_p \quad (2.43)$$

În care:

$\theta_s$  este temperatura statorului, [ $^{\circ}\text{C}$ ];

$j$  : densitatea de curent, [ $\text{A}/\text{m}^2$ ]; (la motoare cu

$$U_N = 6 \text{ kV},$$

$$j = 4,5 \cdot 10^6 \dots 5,2 \cdot 10^6 \text{ A}/\text{m}^2);$$

$t_p$  : timpul de pornire, [s] .

În timpul pornirii motoarelor sincrone de putere mare se produc căderi importante de tensiune la barele stației de alimentare. Pentru a nu deranja alți consumatori legați la aceleași bare, căderea de tensiune permisă în timpul pornirii este cel maximum 20% din tensiunea nominală a rețelei, iar uneori, dacă la sistemul de bare se alimentează consumatori deosebit de sensibili la variații de tensiune, căderea de tensiune admisă se limitează la maximum 10% [129]. Pentru reducerea căderii de tensiune la bare, se utilizează limitatoare de curent la pornire (bobine, autotransformator) sau se recurge la legarea în serie a motorului cu o bobină de reactanță  $X_p$  care nu se scurtcircuitează după pornire (fig. 2.17). Valoarea reactanței bobinei  $X_p$  se alege astfel ca să fie îndeplinite condițiile:

- să se reducă căderea de tensiune în timpul pornirii;

- să nu se reducă prea mult tensiunea la bornele motorului de pornire și în funcționare.

Deoarece cele două cerințe sînt contradictorii, se alege pentru  $X_p$  o valoare de compromis care să satisfacă ambele cerințe.

În timpul pornirii în înfășurarea rotorică de pornire

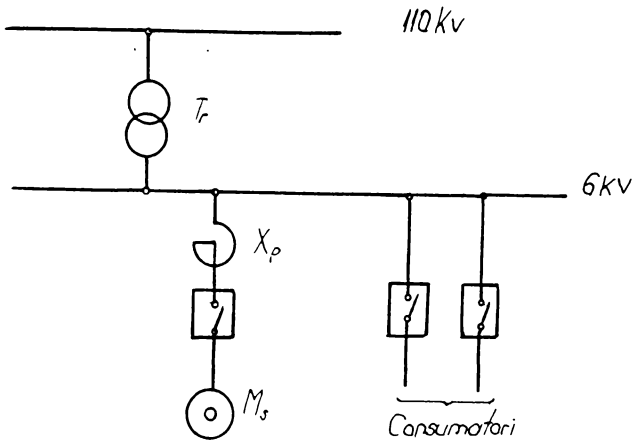


Fig.2.17. Legarea motorului sincron la bare.

se induc tensiuni care produc curenți de valoare ridicată, care produc solicitări termice însemnate. Calculul încălzirii înfășurării de pornire în timpul pornirii în asincron este cu mult mai complicat decât cel al înfășurării statorice. În cazul motorului cu poli aparenti cu înfășurare de pornire și inel de scurtcircuitare, se admite că procesul de încălzire are loc fără cedare de căldură, căldura acumulându-se în colivie. Cu aceste simplificări, în practică, pentru calculul încălzirii coliviei (barelor) din cupru sau alamă se poate folosi relația aproximativă [127]:

$$\theta_b = 1250 \frac{T_m \cdot P_N}{n_N \cdot M_b} \cdot \frac{C_{am}}{C_{sm}} \quad (2.44)$$

în care:

$\theta_b$  este temperatura de încălzire a barelor înfășurării de pornire, [ $^{\circ}\text{C}$ ];

$P_N$ : puterea nominală a motorului, [kW];

$T_m$ : constanta de timp electromecanică a agregatului, [s];

$n_N$ : turația nominală, [rot/min];

$M_b$ : masa înfășurării de pornire, [kg];

$C_{am}$ : cuplul asincron mediu în timpul pornirii, în unități relative (față de  $C_N$ );

$C_{sm}$ : cuplul rezistent mediu în timpul pornirii, în unități relative.

Valorile  $C_{am}$  și  $C_{sm}$  se calculează grafoanalitic din curbele  $C_a = \frac{C_a}{C_N} = f_a(s)$  și  $C_s = \frac{C_s}{C_N} = f_s(s)$ . In figura 2.18 s-au

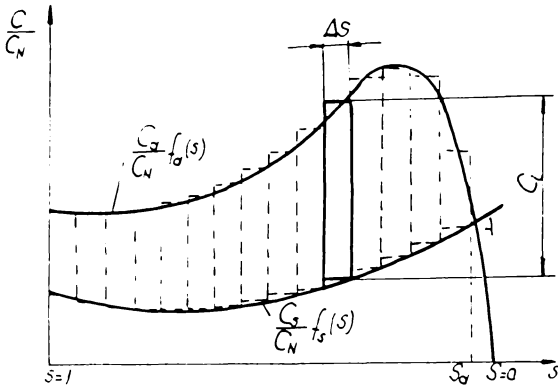


Fig.2.18. Curbele

$$\frac{C_a}{C_N} = f_a(s) \text{ și}$$

$$\frac{C_s}{C_N} = f_s(s) \text{ la}$$

pornirea în gol  
a unui compresor.

reprezentat curbele  $\frac{C_a}{C_N} = f_a(s)$  și  $\frac{C_s}{C_N} = f_s(s)$  la pornirea în gol a unui compresor,  $C_a$  fiind cuplul asincron dezvoltat de motor în timpul pornirii,  $C_s$  cuplul rezistent al compresorului și  $C_N$  cuplul nominal al motorului. Punctului A de intersecție dintre cele două caracteristici îi corespunde alunecarea  $s_a$ , care reprezintă alunecarea stabilă în regim asincron.

Ecuția de mișcare este dată de relația:

$$C_a - C_s = J \frac{d\Omega}{dt} \quad (2.45)$$

în care J este momentul de inerție al motorului sincron și al compresorului redus la arborele motorului și  $\Omega$  viteza unghiulară a motorului.

Timpul de accelerare  $t_a$  de la  $s=1$  la  $s=s_a$  se obține din ecuația de mișcare:

$$t_a = \int_0^{\Omega_a} \frac{\Omega J}{C_a - C_s} d\Omega \quad (2.46)$$

prin integrare grafică sau rezolvare analitică.

Timpul de accelerare se poate obține și prin înlocuirea integralei printr-o sumă de variații finite, ca în figura 2.18. Intervalul de la  $s=1$  pînă la  $s=s_a$  se împarte în n intervale de lățime  $\Delta s$ , obținîndu-se n trapeze care se înlocuiesc cu n dreptunghiuri de arie egală, cu laturile  $\Delta s$  și  $C_i$ . Rezultă:

$$t_a = T_A \cdot \Delta s \cdot \sum_1^n \frac{1}{C_i} \quad (2.47)$$

în care:

$$T_A = \frac{J\Omega_0}{C_N} \text{ este timpul specific de accelerare.}$$

Pentru caracterizarea comportării dinamice a motorului în timpul proceselor tranzitorii, precum și a funcționării sistemelor de automatizare a acționării, prezintă interes cunoașterea parametrilor și a constantelor de timp ale regimului tranzitoriu al motorului sincron.

Parametrii care caracterizează regimul tranzitoriu sînt [27]:

- Reactanța tranzitoriu longitudinală:

$$x'_d = x_{\sigma 1} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad}} + \frac{1}{x_{\sigma e}}} \quad (2.48)$$

- Reactanța tranzitorie transversală:

$$x'_q \approx x_q \quad (2.49)$$

- Reactanța supratranzitorie longitudinală:

$$x''_d = x_{\sigma 1} + \frac{1}{\frac{1}{x_{ad}} + \frac{1}{x_{\sigma e}} + \frac{1}{x_{\sigma d}}} \quad (2.50)$$

Reactanța supratranzitorie transversală:

$$x''_q = x_{\sigma 1} + \frac{1}{\frac{1}{x_{aq}} + \frac{1}{x_{\sigma q}}} \quad (2.51)$$

Evoluția în timp a proceselor electromagnetice este determinată de constantele de timp a diferitelor circuite. Pentru motorul sincron cu poli aparenti se definesc următoarele constante de timp [27]:

- Constanta de timp a înfășurării de excitație, considerată ca circuit unic (înfășurarea statorică deschisă, iar înfășurarea de amortizare lipsește); ea determină viteza de creștere a tensiunii înfășurării de excitație:

$$T_e = \frac{x_e}{2\pi f_1 r_e} \quad [s], \quad (2.52)$$

unde  $f_1$  este frecvența tensiunii rețelei.

- Constanta de timp corespunzătoare curenților tranzitorii din stator și rotor (constanta de timp a înfășurării de excitație, în cazul înfășurării statorului în scurtcircuit și supraconductoare, iar înfășurarea de amortizare longitudinală lipsește);

ea determină procesele de reglare a excitației, și influențează puternic viteza de amortizare a componentelor pulsatorii ale cuplului de rotație:

$$T'_d = T_e \frac{x'_d}{x_d} \quad (2.53)$$

- Constanta de timp a înfășurării de amortizare, după axa longitudinală, când înfășurarea de excitație este scurtcircuitată iar înfășurarea statorului este deschisă:

$$T'_{dd} = \frac{x'_d}{2\pi f_1 r_d} \quad (2.54)$$

în care:

$$x'_{\sigma d} = x_{\sigma d} + \frac{l_{\sigma}}{\frac{1}{x_{ad}} + \frac{1}{x_{\sigma e}}} \quad (2.55)$$

este reactanța tranzitorie a înfășurării de amortizare longitudinală.

Constanta de timp corespunzătoare curenților supratranziției din stator (constanta de timp a înfășurării de amortizare după axa longitudinală, când ambele înfășurări longitudinale - statorică și de excitație - sînt scurtcircuitate și supraconductoare); determină viteza cu care se amortizează curenții liberi în înfășurarea de amortizare longitudinală și durata componentei supratranziției a curentului alternativ din stator:

$$T''_d = T'_d \frac{x''_d}{x'_d} \quad (2.56)$$

- Constanta de timp a înfășurării statorului (de amortizare a componentelor aperiodice), când înfășurările rotorului sînt scurtcircuitate și supraconductoare:

$$T_a = \frac{x_2}{2\pi f_1 r_1} \quad (2.57)$$

unde:

$$x_2 = \frac{x''_d + x''_q}{2} \quad (2.58)$$

este reactanța inversă, corespunzătoare cazului când motorul funcționează pe reactanță exterioară mare. În cazul funcționării pe reactanță exterioară mică (scurtcircuit la bornele motorului), reactanța inversă se determină cu relația:

$$x_2 = \sqrt{x''_d x''_q} \quad (2.59)$$

## 2.2. Sisteme de acționare

Schemele electrice pentru comanda acționării cu motoare sincrone a compresoarelor pentru aer cu piston sînt mai complicate decît cele pentru acționare cu motoare asincrone, complicațiile care apare în special datorită necesității alimentării excitației motorului sincron, precum și al numărului mare de protecții necesar. Schema se complică și datorită introducerii unor protecții tehnologice legate de procesul de producere al aerului comprimat și de funcționarea compresorului.

Schemele de comandă a acționării cu motoare sincrone se deosebesc între ele prin:

- a) modul de legare al motorului la rețea pe parcursul pornirii;
- b) modul de legare a circuitului rotoric (excitația) pe parcursul pornirii;
- c) sistemul de alimentare al excitației;
- d) modul de reglare al excitației.

După modul de legare al motorului la rețea pe parcursul pornirii se deosebesc: pornirea directă, pornirea cu bobină de reactanță înseriată în circuitul statorului și pornirea cu autotransformator, scheme care au fost analizate la punctul 2.1. Așa cum s-a mai arătat, deoarece în cazul compresoarelor pentru aer cu piston pornirea este posibilă întotdeauna în gol, și deoarece rețelele sînt astăzi puternice, pornirea directă se aplică de cele mai multe ori.

După modul de legare a circuitului rotoric la pornire se disting următoarele tipuri de scheme, care au fost analizate la punctul 2.1:

- a) cu înfășurarea de excitație legată direct la indusul excitatoarei;
- b) cu înfășurarea de excitație legată la indusul excitatoarei printr-o rezistență suplimentară;
- c) cu înfășurarea de excitației legată la rezistența de descărcare;
- d) cu rezistență neliniară de protecție.

Pentru alimentarea excitației motorului sincron se utilizează:

- a) generatoare de curent continuu (excitatoare), acționate de la arborele motorului sincron, sau prin motor asincron separat, formînd astfel un grup de excitație;



b) generatoare sincrone echipate cu redresoare cu semiconductoare rotative, pe același arbore cu motorul sincron (excitație fără contacte);

c) mutatoare statice (redresoare, redresoare semicomandate).

În momentul de față se găsesc în exploatare un număr mare de motoare sincrone a căror excitație este alimentată de la generatoarele de curent continuu, însă există tendința înlocuirii acestora cu mutatoare. Sistemul cu generator sincron și redresoare rotative se aplică în prezent la generatoarele sincrone mari și la unele motoare sincrone de mare putere, neutilizându-se la motoarele sincrone destinate acționării compresoarelor pentru aer cu piston.

Sistemele de reglare automată a excitației motorului sincron urmăresc reglarea automată a curentului de excitație al motorului, după un anumit criteriu de reglare; aceste sisteme vor fi analizate într-un capitol următor.

În continuare se analizează câteva scheme tipice de comandă a motoarelor sincrone, folosite la acționarea compresoarelor pentru aer cu piston.

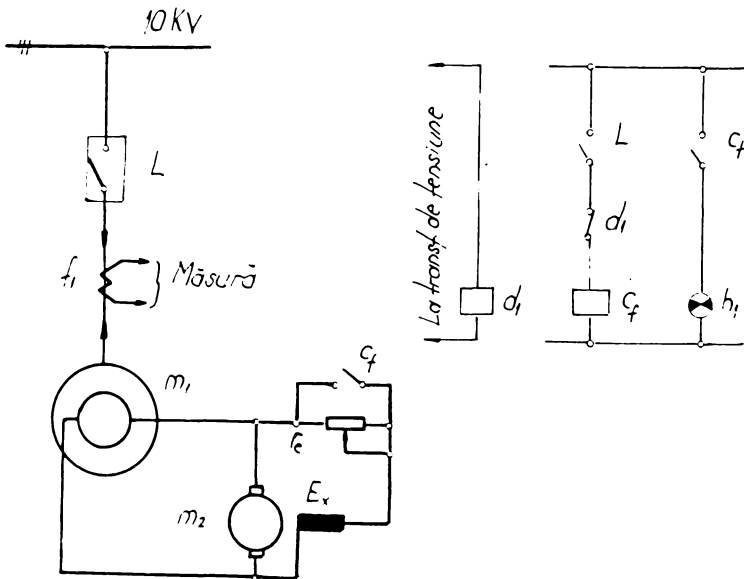


Fig. 2.19. Schema de comandă a motorului sincron fără comutație rotorică.

În figura 2.19 este reprezentată o schemă de principiu în care excitația motorului sincron este legată direct la excitație (fără comutație în circuitul de excitație). Motorul sincron este legat la rețea direct, prin închiderea întrerupătorului de înaltă tensiune  $L$ . La scăderea tensiunii sub o anumită valoare,  $d_1$  comandă contactorul de forțare  $c_f$ , care scurtcircuitază reostatul de excitație. În acest fel se asigură forțarea excitației motorului sincron, și menținerea sa în sincronism chiar la scăderea pronunțată a tensiunii rețelei.

Schema descrisă prezintă avantajul unei realizări simple a circuitului de excitație al motorului, prin eliminarea rezistenței de descărcare și a aparatajului de comutație aferent; în schimb, așa cum s-a mai arătat, intrarea în sincronism a motorului este dificilă.

În figura 2.20 este reprezentată o schemă de principiu care elimină dezavantajul schemei anterioare, prin introducerea în serie în circuitul de excitație pe parcursul pornirii a rezistenței de descărcare  $r_d$ . La această schemă cuplarea excitației la motorul sincron se realizează automat, funcție de curentul absorbit de motor din rețea. Pornirea motorului sincron  $m_1$  are loc prin trecerea cheii  $b_1$  din circuitul 1 în poziția I. Prin contactorul  $c_1$  este alimentată bobina  $s_1$  a electromagnetului care comandă închiderea întrerupătorului principal  $L$ , care comută contactele sale auxiliare din circuitele 6 și 7. Curentul de pornire fiind mare, releul de curent minim  $d_1$  anclanșează și pune sub tensiune bobina releului de timp  $d_2$ , care va comanda cu întârziere releul de timp  $d_3$ . La o viteză apropiată de cea de sincronism, curentul absorbit de motor din rețea scade, și releul  $d_1$  declanșează, deschizînd contactul său din circuitul 3. Ca urmare, prin contactele releelor de timp  $d_2$  și  $d_3$  din circuitul 6 aflate pentru un timp scurt în poziție închisă, se aplică un impuls de tensiune bobinei electromagnetului de închidere  $s_{12}$  a contactorului de excitație  $c_2$ , care se închide, zăvorîndu-se mecanic. În acest fel rezistența  $r_d$  este scurtcircuitată și motorul intră în sincronism prin stabilirea curentului de excitație. La deconectarea motorului, prin aducerea cheii de comandă  $b_1$  în poziția 0, se închide contactul auxiliar al întrerupătorului  $L$  din circuitul 7 și prin contactul închis al lui  $c_2$  se alimentează bobina electromagnetului de declanșare  $s_{d2}$  a contactorului de excitație  $c_2$ , care provoacă deschiderea acestuia.

La noi în țară, în prezent, necesarul de aer comprimat al celor mai multe întreprinderi este asigurat de compresoare pentru aer cu piston de tipul L (L25, L50 și L 100) sau V(1V-15, 2V-30 și 3V-45) de fabricație I.C.M.Reșița. Pentru compresoarele de tip L schema electrică de principiu este reprezentată în figura 2.21. În schemă nu sînt arătate circuitele de protecție, semnalizare și măsură, și nu este prezentat sistemul de reglare automată a excitației, care va fi analizat într-un alt capitol. Procesul de sincronizare al motorului se poate realiza automat sau manual. Pentru sincronizarea automată comutatorul  $b_3$  se pune în poziția "Automat"(A), sincronizarea fiind comandată de către releul de curent minim  $d_1$ .

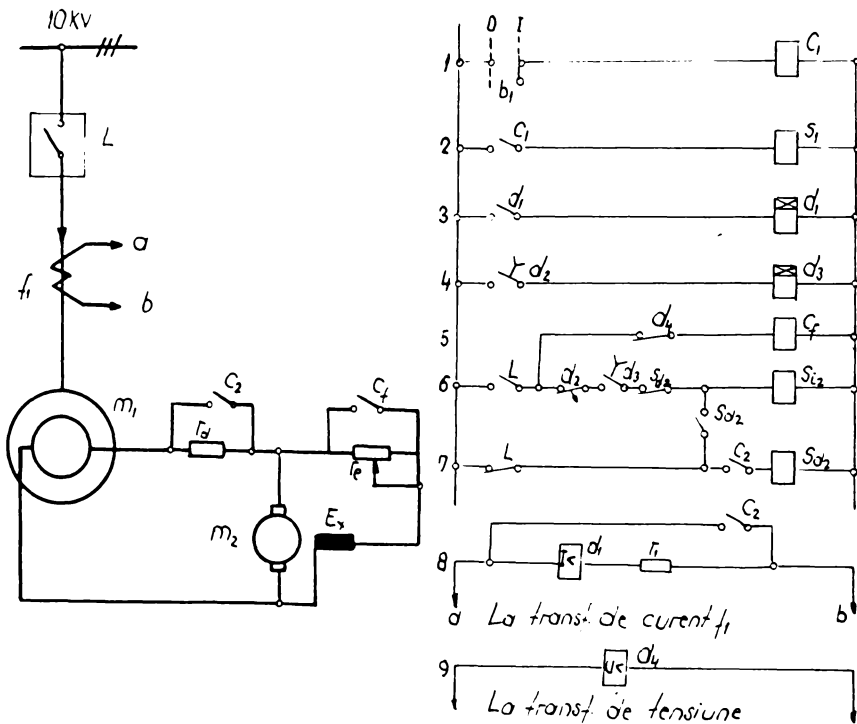


Fig.2.20. Schema de comandă a motorului sincron cu rezistență de descărcare serie.

Sincronizarea manuală se realizează cu  $b_3$  în poziția "Manual"(M), comanda de sincronizare dîndu-se manual prin  $b_4$ , funcție de

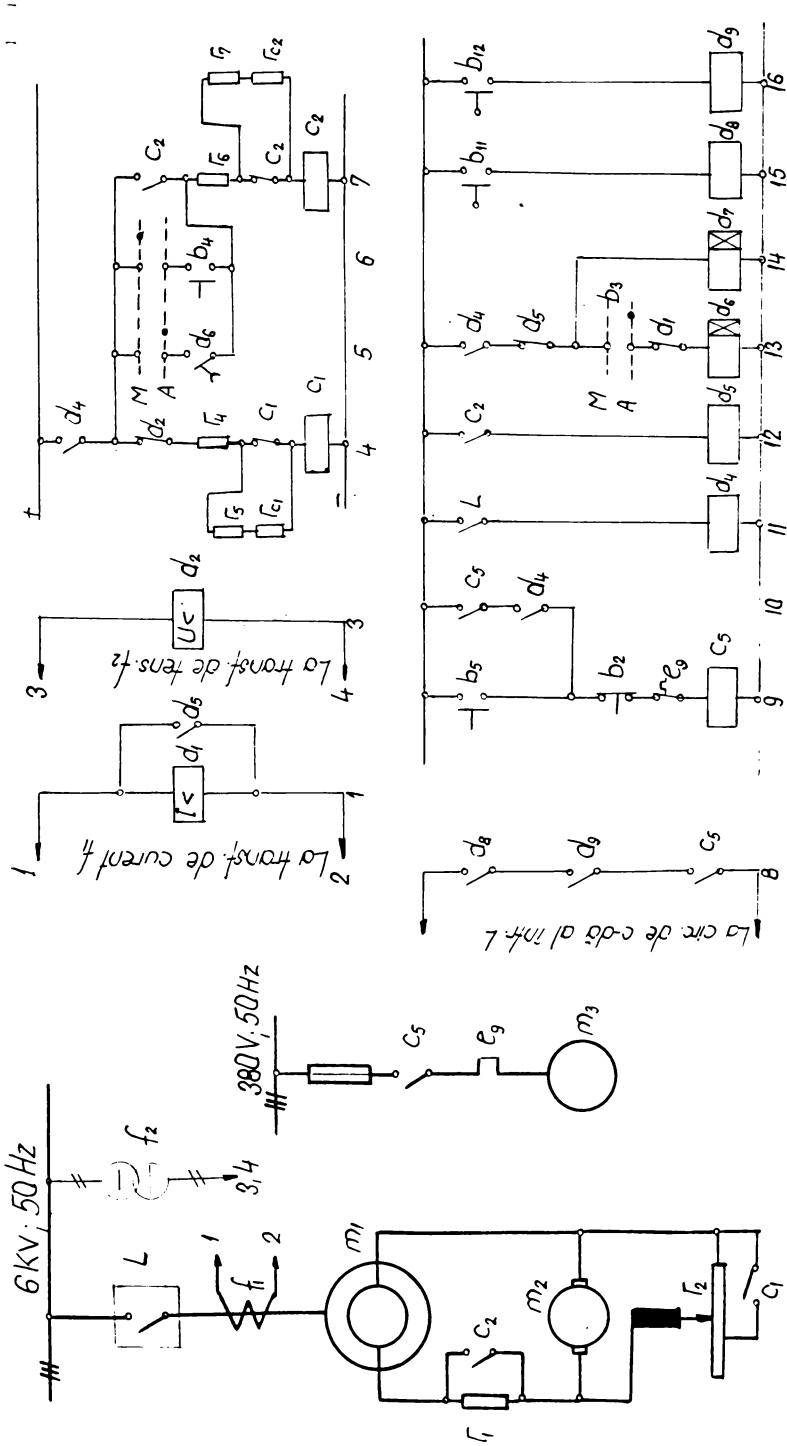


Fig.2.21. Schema electrică de acționare a compresorului de tip L.

curentul absorbit de motor, la momentul ales de operator. Schema asigură de asemenea forțarea excitației, precum și toate protecțiile impuse de funcționarea corectă a motorului și compresorului.

În figura 2.22. este reprezentată schema de principiu a acționării compresorului pentru aer de tip "ATLAS-COPCO" (fabricat în Suedia;  $S_N = 560$  kVA). Alimentarea excitației motorului

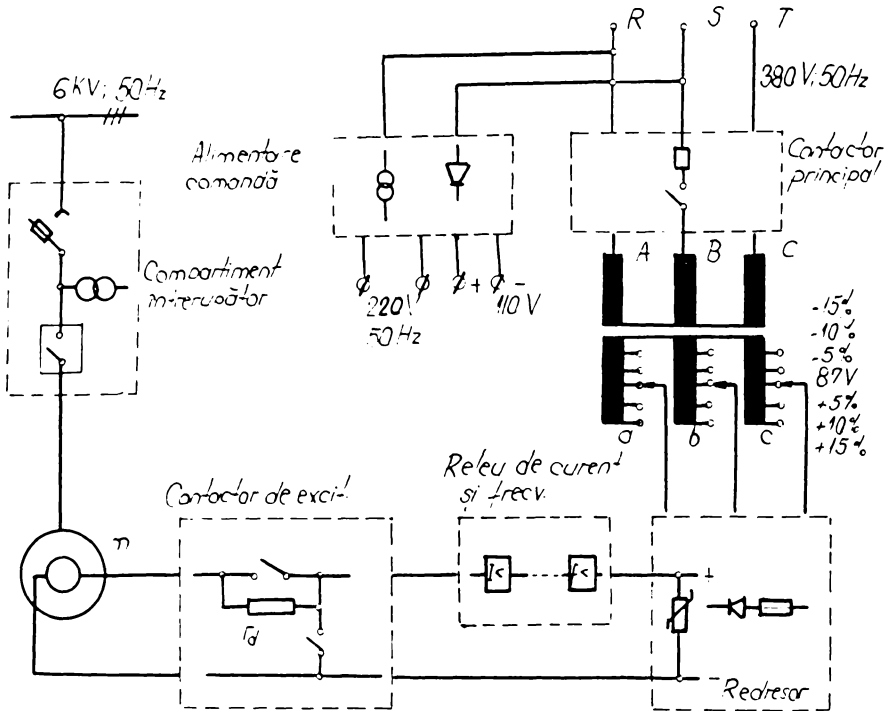


Fig.2.22. Schema electrică de principiu a acționării compresorului "ATLAS-COPCO".

sincron se realizează de la un redresor trifazat în punte, prin intermediul unui contactor de excitație care asigură și introducerea și scoaterea din circuit a rezistenței de descărcare  $r_d$ . Sincronizarea este asigurată de un releu de curent și frecvență, care comandă cuplarea alimentării excitației la motor atunci când frecvența curentului indus în înfășurarea de excitație scade sub o anumită valoare, corespunzătoare alunecării de intrare în sincronism. Protecția redresorului este asigurată de o rezistență neliniară. Modificarea curentului de excitație se

realizează în trepte de la transformatorul de alimentare al redresorului de excitație.

Schemele prezentate mai sus sînt astăzi tot mai rar folosite. Astfel, utilizarea generatoarelor de curent continuu prezintă inconvenientul aplicării dificile a unui sistem de reglare automată a excitației, datorită constantei de timp mari a circuitului de excitație. În plus, grupul de excitație are gabarit mare, randament inferior unui mutator [127], întreținere pretențioasă. Redresoarele de tipul celui prezentat în figura 2.21 au preț de cost redus, gabarit minim, nu necesită operații de întreținere, dar în schimb, prin faptul că nu permit introducerea reglării automate a excitației, prezintă indici tehnico-economici inferiori.

Sistemul care în momentul de față se impune este alimentarea excitației de la redresoare cu tiristoare, datorită indicilor tehnico-economici superiori celorlalte sisteme. Se utilizează trei tipuri de scheme de principiu:

a) legarea directă a înfășurării de excitație a motorului la redresor, protecția fiind asigurată de o rezistență neliniară  $r_p$  (fig.2.23.a), pe parcursul pornirii tiristoarele din punte fiind blocate;

b) legarea în perioada de pornire, a înfășurării de excitație la rezistența de descărcare  $r_d$ , după care se aplică tensiunea de excitație și se scoate din circuit rezistența de descărcare (fig.2.23,b);

c) legarea directă a înfășurării de excitație la redresor și la rezistența de descărcare  $r_d$ , pe parcursul pornirii rezistența de descărcare fiind introdusă în circuitul înfășurării de excitație prin tiristoarele  $T_1$  și  $T_2$ , comandate de tensiunea indusă în înfășurarea de excitație prin rezistențele  $r_1$ ,  $r_2$ ,  $r_3$  și  $r_4$  (fig.2.23,c). După terminarea pornirii, se aplică impulsurile de comandă tiristoarelor din punte, asigurînd astfel alimentarea excitației motorului sincron.

Din cele prezentate mai sus rezultă că la acționarea compresoarelor pentru aer cu piston cu motoare sincrone se impune ca schemă de bază schema de pornire directă a motorului sincron. Problema principală a acționării o constituie sistemul de excitație folosit. Criteriile de apreciere a sistemelor de excitație a motoarelor sincrone sînt:

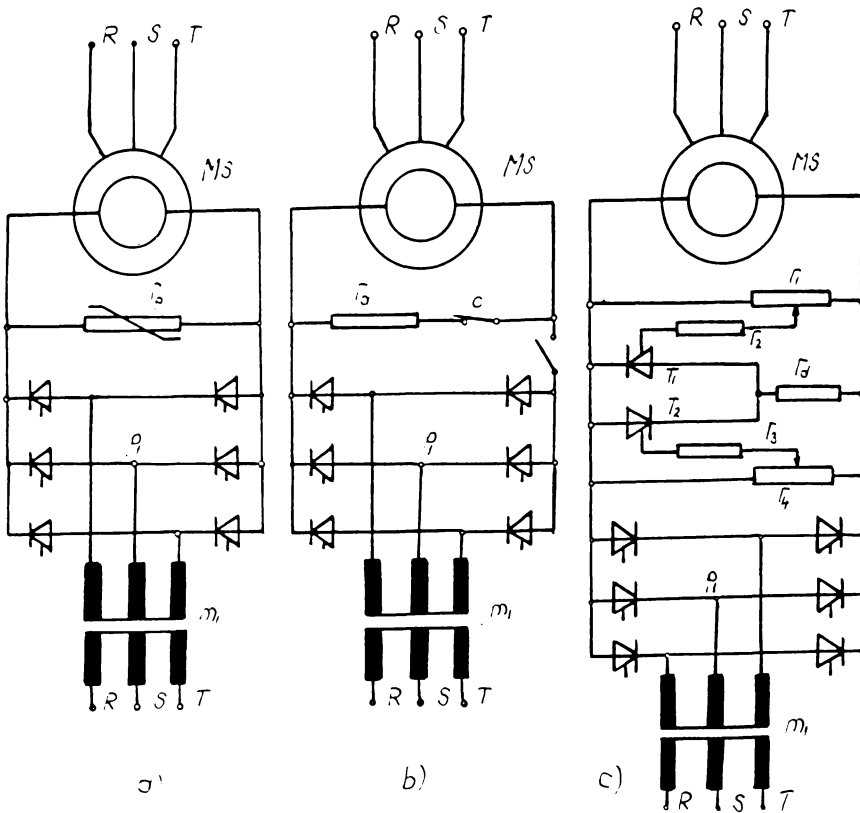


Fig.2.23. Alimentarea excitației motorului sincron de la redsoare cu tiristoare: a) direct, cu rezistență neliniară de protecție; b) cu comutație, cu rezistență de descărcare; c) fără comutație, cu rezistență de descărcare.

- acțiunea rapidă a sistemului;
- siguranța în exploatare;
- indicatorii energetici ( $\eta$ ,  $\cos \varphi$ );
- costul instalației.

Principalul avantaj al sistemelor de excitație cu tiristoare constă, așa cum s-a mai arătat, în acțiunea lor rapidă. Constanta de timp a înfășurării de excitație a generatoarelor de curent continuu se află în limitele 0,1-0,5 s, iar a redresoarelor cu tiristoare în limitele 0,005-0,01 s. Inerția ridicată a sistemelor de excitație cu generatoare de curent continuu, chiar în prezența unui sistem de reglare automată a excitației, nu permite folosirea integrală a particularităților de exploatare a

motoarelor sincrone: reducerea amplitudinii variațiilor tensiunii la bare, reducerea pierderilor de energie electrică în sistem, stabilitatea sistemului, și nu asigură o capacitate statică și dinamică de suprasarcină a motoarelor sincrone propriuzise. Acțiunea rapidă a sistemului de excitație este deosebit de favorabilă în timpul proceselor tranzitorii.

În sistemele de reglare automată folosirea excitației statice cu tiristoare permite extinderea considerabilă a limitei de stabilitate a sistemului de acționare. Valoarea limită a factorului de amplificare al sistemului cu excitație statică la reglarea în funcție de unghiul intern  $\lambda$  este dată de relația [127]:

$$K_{lim} = U_N \frac{x_d - x_d'}{x_d'} \sin \lambda_s, \quad (2.60)$$

$\lambda_s$  fiind unghiul intern corespunzător regimului staționar. Pentru motorul sincron tip MS650/321-8, de acționare al compresorului tip L-25 (I.C.M. Reșița), datele tehnice sînt:  $P_N = 175$  kW,  $U_N = 6000$  V,  $x_d = 0,684$ ,  $x_d' = 0,156$ ; considerînd pentru unghiul intern valoarea  $\lambda_s = 45^\circ$ , se obține  $K_{lim} = 18692$  V/grd. Calculele făcute și pentru alte motoare sincrone dau valorii ale factorului limită de amplificare de același ordin de mărime. Or, la sistemele de reglare automată realizate valoarea factorului de amplificare este mult mai mică, constatare care permite concluzia importantă că sistemele de excitație statică cu tiristoare prevăzute cu reglare automată a excitației sînt întotdeauna stabile, și deci nu necesită folosirea unor mijloace speciale de stabilizare.

Principalul factor care mărește siguranța în exploatare a sistemelor de excitație statică este lipsa părților rotative. Calculele efectuate [127] au arătat că probabilitatea de defecare este de circa 1,5 ori mai mare în cazul sistemelor de excitație cu generator de curent continuu decît în cazul sistemului de excitație statică, calcul confirmat de experiența de exploatare.

Sistemele de excitație statică au indici economici mai ridicăți decît sistemele de excitație cu generatoare de curent continuu. Astfel, calculele efectuate la înlocuirea sistemului de excitație cu motor asincron-generator de curent continuu cu un sistem de excitație statică pentru un motor sincron avînd



parametrii de excitație  $U_e = 93$  V,  $I_e = 252$  A, au evidențiat reducerea pierderilor de la 8,5 kW la 2,54 kW, adică o creștere a randamentului de la 0,782 la 0,963. Factorul de putere al sistemului de excitație statică este însă mai mic (0,5 față de 0,89) ca urmare a unghiului de aprindere al tiristoarelor. Inșă, deoarece motorul sincron este el însuși un generator de putere reactivă, iar puterea sistemului de excitație este neînsemnată față de puterea motorului, acest lucru nu este esențial în alegerea sistemului de excitație statică.

Dacă se au în vedere cele arătate mai sus, precum și prețul în continuă scădere al dispozitivelor semiconductoare de putere, rezultă că soluția cea mai avantajoasă pentru alimentarea excitației motorului sincron o reprezintă redresorul cu tiristoare, adică excitația statică.

### 2.3. Noțiuni de bază privind calculul acționării

Acționarea compresoarelor cu piston ridică probleme deosebite, datorită variației periodice a cuplului rezistent. Din acest motiv rotorul motorului are oscilații, viteza variind între  $\Omega_{\max}$  și  $\Omega_{\min}$ , corespunzătoare lui  $C_s \min$  și  $C_s \max$  (fig.2,7). Aceste oscilații forțate ale rotorului produc și oscilații ale curentului, ale puterii electromagnetice și chiar ale tensiunii la bare, dacă motorul este conectat la o rețea slabă. Dacă oscilațiile sînt mari, fenomenul poate deveni supărător pentru alți consumatori alimentați de la aceleași bare. Din acest punct de vedere, se consideră ca satisfăcătoare [132] valoarea de 33% pentru variația de curent  $\Delta I$ , definită prin relația:

$$\Delta I = \frac{I_{\max} - I_{\min}}{I_N} \cdot 100 \quad (2.61)$$

Gradul de neuniformitate al acționării se definește prin relația [24]:

$$\delta = \frac{\Omega_{\max} - \Omega_{\min}}{\Omega_1} \quad (2.62)$$

în care  $\Omega_{\max}$  și  $\Omega_{\min}$  reprezintă vitezele unghiulare maximă și minimă ale motorului, iar  $\Omega_1$  este viteza unghiulară sincronă. Pentru gradul de neuniformitate  $\delta$  se recomandă [110,128] valorile: 1/80 pentru  $P_N < 250$  kW și 1/100 ... 1/250 pentru  $P_N > 250$  kW.

Determinarea aproximativă a momentului de inerție  $J$  al volantului se poate face pe baza curbei cuplului rezistent  $C_s = f(\alpha)$  (Fig.2.7). Astfel, dacă se ține seama [105,19] că suprafețele cuprinse între curba cuplului rezistent  $C_s$  și linia cuplului mediu  $C_{sm}$  sînt o măsură a energiei acumulate, respectiv cedate de volant în timpul unui ciclu, atunci considerînd energia corespunzătoare suprafeței maxime, de exemplu între punctele A și B:

$$W = \int_{\alpha_A}^{\alpha_B} (C_s - C_{sm}) d\alpha \quad (2.63)$$

și ținînd seama că energia cedată de volant este dată și de relația:

$$W = \frac{1}{2} J (\Omega_{\max}^2 - \Omega_{\min}^2), \quad (2.64)$$

se obține pentru momentul de inerție al volantului expresia:

$$J = \frac{W}{\Omega_{\text{med}}^2} \quad (2.65)$$

unde  $\Omega_{\text{med}} = \frac{\Omega_{\max} + \Omega_{\min}}{2}$

Cuplul mediu raportat la arborele motor va fi:

$$C_m = \frac{C_{sm}}{\eta \cdot \gamma} \quad (2.66)$$

unde  $\eta$  este randamentul iar  $\gamma$  raportul de transmisie. În primă aproximație cuplul nominal al motorului de acționare se poate considera [105]:

$$C_N = (1,1 \dots 1,3) C_m \quad (2.67)$$

Metoda prezentată, care are la bază energia maximă care trebuie cedată de către volant în timpul unui ciclu, nu are în vedere proprietățile motoarelor de acționare. Pentru determinări mai exacte ale momentului de inerție al volantului sînt indicate în literatură [24,105] metode bazate pe analiza armonică a cuplului rezistent. Astfel, în cazul compresoarelor pentru aer, cuplul rezistent variînd periodic în timp poate fi descompus în armonici după relația:

$$C_s = C_{sm} + \sum C_{s\nu\max} \sin(\nu \omega_{sl} t - \varphi_\nu) \quad (2.68)$$

în care  $C_{sm}$  este valoarea medie a cuplului rezistent (fig.2.7),  $\omega_{sl}$  este pulsația cuplului, iar  $\nu$  este ordinul armonicii.

Din punct de vedere al acționării trebuie avute în vedere următoarele probleme [24]:

- șocurile provocate de sarcină să nu scoată mașina din sincronism;
- pentru evitarea fenomenului de rezonanță, este necesar ca frecvența oricărei armonici a oscilației să fie diferită de frecvența oscilațiilor libere a instalației;
- amplitudinea oscilațiilor să fie limitată la valoarea determinată de gradul de neuniformitate admis, care a fost definit prin relația (2.62).

Funcționarea stabilă a motorului sincron în regim de sarcină constantă sau lent variabilă, adică stabilitatea statică, este asigurată atunci când cuplul mecanismului  $C_s$  este mai mic decât cuplul maxim  $C_{max}$  pe care îl poate dezvolta motorul corespunzător unghiul intern  $\lambda = 90^\circ$ , la limită stabilitatea statică este asigurată pentru  $C_s = C_{max}$ . Analiza stabilității dinamice arată [98] că suprasarcina admisă în regim dinamic este cu aproximativ 10% mai mare decât în regim static. Aceasta conduce la concluzia că alegînd motorul pe baza relației  $C_s \leq C_{max}$ , condiția de stabilitate dinamică este asigurată.

Pentru evitarea fenomenului de rezonanță este necesar ca modulul de rezonanță definit prin relația:

$$k_{av} = \frac{1}{1 - \left(\frac{T_v}{T_0}\right)^2} \quad (2.69)$$

să fie cuprins în domeniul  $3 > k_{av} > -2$ , ceea ce este echivalent cu condiția  $0,8 > \frac{T_v}{T_0} > 1,2$ . Aici,  $T_v$  este perioada armonicii de ordinul  $\nu$  al oscilației forțate, iar  $T_0$  este perioada oscilației libere la mers în sarcină, determinată cu relația:

$$T_0 = \frac{2\pi}{\sqrt{\frac{pC \sin \alpha_0}{J} - \left(\frac{pD}{2J}\right)^2}} \quad (2.70)$$

în care  $\alpha_0$  este valoarea unghiului intern în jurul căreia au loc oscilațiile, determinată de cuplul rezistent mediu  $C_{sm}$ ,  $p$  este numărul de perechi de poli,  $C \sin \alpha_0 = C_{max} \cos \alpha_0$  este cuplul de sincronizare, iar  $D = \frac{C_{a5}}{15,7}$ ,  $C_{a5}$  fiind cuplul asincron corespunzător alunecării  $s = 0,05$ .

Dacă excitația mașinii este constantă, atunci unghiul intern  $\alpha$  se poate scrie în forma:

$$\alpha = \alpha_0 + \beta \quad (2.71)$$

iar ecuația mișcării pentru mașina sincronă cu poli înecați este [24]:

$$\frac{J}{p} \frac{d^2\beta}{dt^2} + D \frac{d\beta}{dt} + C_{\sin \alpha_0} \beta + C_{\max} \sin \alpha_0 = C_{sm} + \sum C_{sv \max} \cdot \sin(\nu \omega_{sl} t - \varphi_\nu) \quad (2.72)$$

sau, ținând seama că  $C_{\max} \sin \alpha_0 = C_{sm}$ , rezultă ecuația diferențială a oscilațiilor forțate:

$$\frac{J}{p} \frac{d^2\beta}{dt^2} + D \frac{d\beta}{dt} + C_{\sin \alpha_0} \beta = \sum C_{sv \max} \sin(\nu \omega_{sl} t - \varphi_\nu) \quad (2.73)$$

Soluția acestei ecuații este:

$$\beta = \frac{C_{sv \max}}{\sqrt{\left(C_{\sin \alpha_0} - \frac{J}{p} \omega_{sv}^2\right)^2 + D^2 \omega_{sv}^2}} \sin(\omega_{sv} t - \varphi_\nu - \psi_\nu) \quad (2.74)$$

unde  $\omega_{sv} = \nu \omega_{sl}$ , iar

$$\psi_\nu = \arctg \frac{D \omega_{sv}}{C_{\sin \alpha_0} - \frac{J}{p} \omega_{sv}^2} \quad (2.75)$$

este unghiul de defazare a oscilației forțate față de oscilația cuplului mecanismului.

Dacă se neglijează acțiunea cuplului de amortizare ( $D=0$ ), atunci pentru variația maximă în timp a unghiului electric de oscilație a armonicilor de ordinul  $\nu$  rezultă expresia:

$$\left| \frac{d\beta_\nu}{dt} \right|_{\max} = \frac{\omega_{sv} C_{sv \max}}{C_{\sin \alpha_0} - \frac{J}{p} \omega_{sv}^2} \quad (2.76)$$

iar pentru amplitudine oscilației expresia:

$$\beta_{\nu \max} = \frac{C_{sv \max}}{C_{\sin \alpha_0} - \frac{J}{p} \omega_{sv}^2} \quad (2.77)$$

În figura 2.24 este reprezentată grafic variația mărimilor  $\left| \frac{d\beta_\nu}{dt} \right|_{\max}$  și  $\beta_{\nu \max}$  funcție de momentul de inerție  $J$ .

Fenomenul de rezonanță apare atunci când

$$C_{\sin \alpha_0} = \frac{J}{p} \omega_{sv}^2 \quad (2.78)$$

Se observă că la o valoare dată a lui  $\left| \frac{d\beta_v}{dt} \right|_{\max}$  sau  $\beta_v \max$

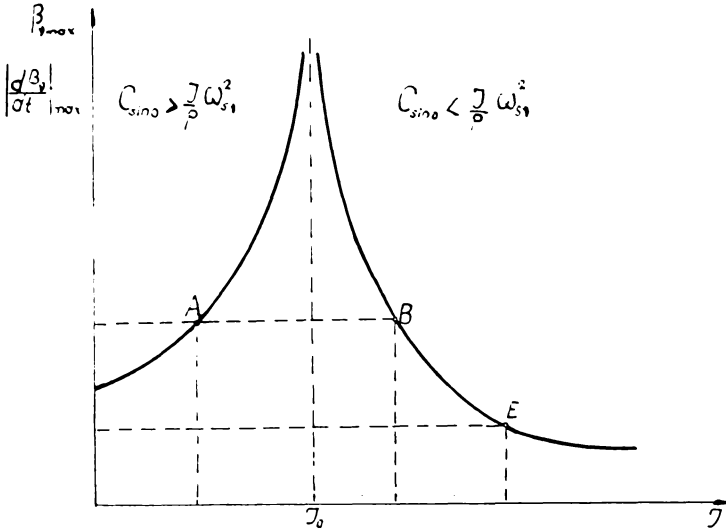


Fig.2.24. Variația mărimilor  $\left| \frac{d\beta_v}{dt} \right|_{\max}$  și  $\beta_v \max$  în funcție de  $J$ .

corespund pentru  $J$  fie două valori (punctele A și B), fie o singură valoare (punctul E).

Introducînd notațiile:

$$\Omega_v \max = \Omega_1 + \Delta \Omega_v \max$$

$$\Omega_v \min = \Omega_1 - \Delta \Omega_v \max$$

și ținînd seama că

$$\Delta \Omega_v \max = \frac{1}{p} \left| \frac{d\beta_v}{dt} \right|_{\max},$$

pe baza relațiilor (2.62) și (2.76) se obține pentru gradul de neuniformitate expresia:

$$c_v = \pm \frac{\omega_{sv}}{\Omega_1} \frac{2C_{sv} \max}{p C_{\sin_0} - J \omega_{sv}^2}, \quad (2.79)$$

în care semnul din față expresiei se ia astfel încît gradul de neuniformitate să rezulte pozitiv.

Pe baza relațiilor (2.77) și (2.79) se obține legătura dintre amplitudinea oscilației și gradul de neuniformitate sub forma:

$$\beta_v \max = \frac{p \Omega_1}{2 \omega_{sv}} c_v \quad (2.80)$$

Momentul de inerție rezultă din relația (2.79):

$$J = \frac{p}{\omega_{sv}^2} C_{\sin \alpha} \pm \frac{2C_{sv} \max}{\omega_{sv} \Omega_1 \sigma} \quad (2.81)$$

în care se ia în considerare semnul plus dacă termenul al doilea este mai mare decât primul termen, iar dacă termenul al doilea este mai mic decât primul termen se iau în considerare ambele semne, astfel ca pentru  $J$  să rezulte valori pozitive.

Cu valoarea astfel determinată se verifică modulul de rezonanță, care ținând seama de expresia (2.69) și de relația

$T_v = \frac{2\tilde{u}}{\nu \Omega_1}$ , primește forma:

$$k_{av} = \frac{1}{1 - \frac{p C_{\sin \alpha}}{\omega_{sv}^2 J}} \quad (2.82)$$

#### 2.4. Compensarea puterii reactive în stațiile de distribuție cu motoarele sincrone de acționare

În rețelele de distribuție ale întreprinderilor, de la aceleași bare ale unei stații de distribuție se alimentează consumatori de energie cu un caracter al sarcinii foarte diferit: activ, reactiv-inductiv sau reactiv-capacitiv. Prezența motoarelor sincrone în asemenea situații permite compensarea în întregime sau parțială a puterii reactive cerute de ceilalți consumatori. O situație tipică o prezintă întreprinderile miniere, care au stații de distribuție izolate, alimentate prin linii lungi, de la care se alimentează motoarele sincrone de acționare ale compresoarelor pentru aer, precum și motoare asincrone, cu sarcină constantă sau variabilă în limite largi: pompe, ventilatoare, mașini de extracție, etc. Consumul de putere reactivă de către diferite tipuri de consumatori produce efecte economice negative, care în principal sînt evidențiate prin:

a) Apar pierderi suplimentare de putere activă în rezistențele  $R$  ale circuitului:

$$\Delta P_i = I^2 R = \frac{P^2 R}{U^2} + \frac{Q^2 R}{U^2} = \Delta P_a + \Delta P_r \quad (2.83)$$

unde:

$\Delta P_a$  sînt pierderi datorate transportului puterii active;

$\Delta P_r$ : pierderi datorate transportului puterii reactive.

b) Ca urmare a creșterii curentului total, elementele

circuitelor electrice (stație, linie de transport, rețea de distribuție, etc) trebuie să fie supradimensionate, ceea ce scumpește instalația.

c) Se produc căderi suplimentare de tensiune pe linia de alimentare. Pentru o porțiune de rețea cu rezistența  $R$  și reactanța  $X$  căderea de tensiune este:

$$\begin{aligned}\Delta U &= I R \cos \varphi + I X \sin \varphi = \frac{S \cos \varphi}{U} R + \frac{S \sin \varphi}{U} X = \\ &= \frac{PR}{U} + \frac{QX}{U} = \Delta U_a + \Delta U_r\end{aligned}\quad (2.84)$$

unde:

$\Delta U_a$  este căderea de tensiune determinată de transportul puterii active;

$\Delta U_r$  : căderea de tensiune determinată de transportul puterii reactive.

d) Se limitează capacitatea de încărcare a transformatoarelor de alimentare.

Sursele de putere reactivă utilizate în întreprinderi pot fi împărțite în două grupe:

a) surse pentru care producerea energiei reactive constituie o funcție auxiliară; acestea sînt generatoarele sincrone și motoarele sincrone supraexcitate;

b) surse ale căror scop unic este producerea energiei reactive; acestea sînt bateriile de condensatoare și compensatoarele sincrone.

Dacă se iau în considerare cheltuielile de investiții și de exploatare, atunci energia reactivă produsă de un generator sincron rezultă cea mai ieftină [36]. Cu toate acestea, transportul ei la locul de consum se dovedește în marea majoritate a cazurilor neeconomic. Cercetările efectuate au dovedit că, chiar în cazul rețelelor de distribuție ale întreprinderii, curenții reactivi pot deveni atît de mari încît compensarea lor devine rentabilă numai în nodurile de sarcină [136,137,139]. Aceasta presupune, în ultimă analiză, plasarea surselor de energie reactivă la locul de consum al acesteia.

Compensarea puterii reactive a unei întreprinderi este impusă de necesitatea realizării unui anumit factor de putere  $k_p$ , definit prin relația:

$$k_p = \frac{P}{\sqrt{P^2 + Q^2 + D^2}}, \quad (2.85)$$

în care  $D$  este puterea deformantă. În regim sinusoidal, cînd

$D=0$ , factorul de putere devine:

$$\cos \varphi = \frac{P}{\sqrt{P^2 + Q^2}} \quad (2.86)$$

În întreprinderi se utilizează frecvent [28] noțiunea de factor de putere mediu, determinat pe baza consumurilor de energie activă  $W_a$  și reactivă  $W_r$ , într-un anumit interval de timp (oră, zi, lună, an):

$$\cos \varphi_m = \frac{W_a}{\sqrt{W_a^2 + W_r^2}} \quad (2.87)$$

Factorul de putere realizat de consumator în absența surselor specializate de compensare a puterii reactive este factorul de putere natural. Valoarea minimă a factorului de putere pe care trebuie să o realizeze consumatorul pentru a fi scutit de plata energiei reactive este factorul de putere neutral  $\cos \varphi_n$ . Consumatorii industriali importanți trebuie să realizeze o compensare pînă la un  $\cos \varphi_n$  de minimum 0,92. Compensarea poate depăși valoarea de 0,92 dacă prin aceasta se realizează economii la investiții în rețelele proprii și dacă regimul local al tensiunilor permite acest lucru.

Creșterea factorului de putere presupune, în primul rînd, reducerea consumului de energie reactivă, ceea ce se poate realiza prin eliminarea mersului în gol al motoarelor asincrone, înlocuirea motoarelor asincrone și a transformatoarelor neîncărcate, etc. În al doilea rînd, după epuizarea mijloacelor naturale, creșterea factorului de putere se realizează, așa cum s-a mai arătat, prin compensarea puterii reactive. Determinarea puterii reactive a instalației de compensare, pentru creșterea factorului de putere de la valoarea naturală  $\cos \varphi_1$  la valoarea cerută  $\cos \varphi_2$ , se poate face cu relația [28]:

$$Q_c = \frac{W_a (\operatorname{tg} \varphi_1 - \operatorname{tg} \varphi_2)}{T_{an}} \quad (2.88)$$

unde:

$W_a$  este energia reactivă consumată de întreprindere într-un an;

$T_{an}$  : numărul de ore de funcționare al întreprinderii într-un an.

Valoarea puterii reactive a instalației de compensare determinată din relația (2.88) corespunde unui factor de putere



mediu anual; însă, în condițiile în care sarcina este variabilă în cursul unei zile, puterea reactivă a instalației de compensare nu asigură valoarea impusă a factorului de putere. În perioadele de sarcină maximă va apărea un deficit de putere reactivă (compensare incompletă), iar în perioadele de sarcină minimă un excedent de putere reactivă (supracompensare). Dacă sînt cunoscute consumul de energie activă  $W_{a \max}$  și reactivă  $W_r \max$  pentru perioada sarcinilor maxime, de putere reactivă, precum și durata  $T_{\max}$  a acestei perioade, atunci puterea instalației de compensare în acest caz este [67]:

$$Q_c \max = \frac{W_{a \max}}{T_{\max}} \left( \frac{W_r \max}{W_{a \max}} - \operatorname{tg} \varphi_2 \right) \quad (2.89)$$

În mod analog, pentru regimul corespunzător sarcinii minime, puterea instalației de compensare va fi:

$$Q_c \min = \frac{W_{a \min}}{T_{\min}} \left( \frac{W_r \min}{W_{a \max}} - \operatorname{tg} \varphi_2 \right) \quad (2.90)$$

Ca urmare, pentru realizarea unei compensări corespunzătoare, o anumită parte din puterea instalației de compensare, a cărei valoare este:

$$Q_{cr} = Q_c \max - Q_c \min \quad (2.91)$$

trebuie să poată fi modificată în funcție de necesarul de putere reactivă existent.

Aprecierea gradului de reducere al pierderilor de putere activă la compensarea puterii reactive într-un nod de sarcină al sistemului de alimentare cu energie electrică a întreprinderii se poate face pe baza echivalentului economic al puterii reactive  $K_r$ , definit cu relația [67]:

$$\begin{aligned} K_r = \frac{\Delta P}{Q_c} &= \frac{P_1 - P_2}{Q_c} = \frac{Q_1^2 \cdot R \cdot 10^{-3} - Q_2^2 \cdot R \cdot 10^{-3}}{Q_c \cdot U^2} = \frac{Q_1 + Q_2}{U^2} R \cdot 10^{-3} = \\ &= \frac{2 Q_1 - Q_c}{U^2} \cdot R \cdot 10^{-3}, \quad [\text{kW/kVar}] \end{aligned} \quad (2.92)$$

unde:

$\Delta P$  este reducerea pierderilor de putere activă ca urmare a compensării puterii reactive;

$P_1, P_2$  - pierderile de putere activă în rețea pînă la și după compensare;

R - rezistența tuturor elementelor legate în serie de la generatoarele centralei și pînă la locul de consum al puterii reactive;

$Q_c$  - puterea reactivă compensată;

$Q_1, Q_2$  - puterea reactivă consumată pînă la și după compensare.

Dacă este cunoscut echivalentul economic  $K_r$ , atunci scăderea generală a pierderilor de putere activă la compensarea puterii reactive se determină cu relația:

$$\Delta P = K_r \cdot Q_c \quad (2.93)$$

Relația (2.92) evidențiază că echivalentul economic al compensării depinde de distanța dintre centrală și punctul de consum al puterii reactive, crescînd cu distanța. Determinarea sa prin calcul este laborioasă și dificilă atunci cînd numărul treptelor de transformare este mare. Valoarea lui variază de la 0,02, în cazul alimentării de la generatoarele centralei, pînă la 0,2...0,25 în cazul consumatorilor alimentați după 3-4 trepte de transformare [67]. În calculele practice se lucrează cu o valoare medie, indicată în general în normative [142,143].

După cum se cunoaște, în întreprinderi se folosesc ca surse de putere reactivă baterii de condensatoare, compensatoare sincrone și în ultimul timp, ca urmare a extinderii acționării cu motoare sincrone la o serie de agregate, motoarele sincrone supraexcitate.

Față de alte surse de putere reactivă, bateriile de condensatoare prezintă o serie de avantaje:

- au pierderi specifice de putere activă mici, comparativ cu alte surse de putere reactivă (3,5 kW/MVAR, la condensatoarele fabricate în prezent în țară);
- montare, exploatare și întreținere simplă;
- amplasare la locul de consum al puterii reactive.

În schimb, utilizarea bateriilor de condensatoare prezintă următoarele inconveniente:

- dependența puterii reactive de pătratul tensiunii, ceea ce provoacă variații mari ale puterii reactive, la variația tensiunii pe bare;
- supracurenți și supratensiuni la conectarea și deconectarea lor;
- posibilitatea de modificare numai în trepte a puterii

reactive;

- imposibilitatea folosirii lor ca și consumatori de putere reactivă, ceea ce, în anumite regimuri poate să aibă importanță deosebită.

- investiție suplimentară.

Compensatoarele sincrone prezintă avantajul că pot fi folosite atât ca sursă de putere reactivă, cât și pentru consumarea puterii reactive. Totuși, datorită pierderilor specifice ridicate, care se reduc numai la puteri unitare mari (de peste 10 MVar), utilizarea compensatoarelor sincrone în întreprinderi la care puterea instalată este de valori medii (0,5-2,5 MW) nu este justificată economic datorită prețului ridicat al unei asemenea mașini. În astfel de caz se situează întreprinderile miniere, unde dintr-o stație se alimentează consumatori a căror putere totală se încadrează între limitele indicate. O parte însemnată a puterii instalate în astfel de stații este constituită din puterea motoarelor sincrone de acționare a compresoarelor pentru aer [136;139]. În asemenea situații, soluția cea mai avantajoasă este aceea de a utiliza motoarele sincrone pentru compensarea puterii reactive. Față de compensatoarele sincrone, motoarele sincrone au pierderi mai reduse, avînd în același timp toate avantajele compensatorului sincron.

Atunci cînd motorul sincron este utilizat ca sursă de putere reactivă, este foarte important din punct de vedere practic cunoașterea valorii puterii reactive pe care motorul sincron o poate furniza. Aceasta se poate determina ușor prin capacitatea de compensare a motorului sincron, definită ca raport între puterea reactivă dată de motor în rețea și puterea aparentă nominală a motorului [115]:

$$q = \frac{Q}{S_N} \quad (2.94)$$

Pornind de la diagrama vectorială a motorului sincron cu poli aparenti, în care s-a neglijat rezistența statorului, se obține pentru capacitatea de compensare a motorului sincron expresia:

$$q = \frac{U U_e}{x_d} \cos \varphi + \frac{U^2}{2} \left( \frac{1}{x_d} - \frac{1}{x_q} \right) \cos 2\varphi - \frac{U^2}{2} \left( \frac{1}{x_q} + \frac{1}{x_d} \right) \quad (2.95)$$

în care:

$$\tilde{U} = \frac{U}{U_N} \text{ este tensiunea rețelei, u.r.};$$

$$\tilde{U}_e = \frac{U_e}{U_{eN}} : \text{ tensiunea electromotoare indusă, u.r.}$$

Relația (2.95) arată că, la tensiune a rețelei constantă ( $\dot{U} = ct$ ) și sarcină constantă ( $\lambda = ct$ ), capacitatea de compensare a motorului sincron depinde de curentul de excitație  $I_e$  prin intermediul lui  $U_e = f(I_e)$ , micșorarea curentului de excitație ducînd la reducerea capacității de compensare a motorului sincron. Deasemenea, relația (2.95) permite studiarea influenței sarcinii la arborele motorului sincron asupra capacității sale de compensare. Reducerea sarcinii duce la scăderea puterii aparente, dar în același timp scade și unghiul  $\lambda$ , ceea ce conduce la creșterea puterii reactive dată de motorul sincron. Această creștere este totuși mică, și depinde  $\cos \varphi_N$  al motorului. Astfel, de exemplu, la  $\cos \varphi_N = 0,8$  și sarcină nominală, capacitatea de compensare este  $q_N = 0,6$ , și crește pentru regimul de mers în gol la  $q_0 = 0,75$  (pentru  $U = U_N$  și  $I_e = I_{eN}$ ); corespunzător, la  $\cos \varphi_N = 0,9$ ,  $q_N = 0,437$  și  $q_0 = 0,53$  [115].

În practică, pentru simplificarea calculelor, este util ca motorul sincron cu poli aparenti să se înlocuiască cu un motor echivalent cu poli înecați, a cărui reactanță sincronă este egală cu reactanța longitudinală a motorului cu poli aparenti real. În aceste condiții, tensiunea electromotoare a excitației, obținută din diagrama fazorială, este:

$$U_e = \sqrt{U^2 + 2I_r X_d U + I_r^2 X_d^2 + I_a^2 X_d^2} \quad (2.96)$$

unde  $I_a, I_r$  sînt componentele activă și reactivă ale curentului statoric.

Pentru  $U = U_N$ , relația (2.96) se poate scrie în unități relative în forma:

$$\tilde{U}_e = \sqrt{1 + 2qx_d + q^2 x_d^2 + p x_d^2}, \quad (2.97)$$

în care  $q$  este capacitatea de compensare a motorului la curent de excitație diferit de cel nominal, iar  $p = \frac{P}{S_N}$  este sarcina activă a motorului.

Din relația (2.97) rezultă capacitatea de compensare:

$$q = \frac{\sqrt{U_e^2 - p^2 x_d^2} - 1}{x_d} \quad (2.98)$$

La regim nominal ( $Q=Q_N$ ,  $P=P_N$ ,  $I_e=I_{eN}$ ) tensiunea electromotoare este:

$$U_{eN} = \sqrt{1 + 2 x_d \sin \varphi_N + x_d^2} \quad (2.99)$$

care înlocuită în (2.98) conduce la:

$$q = \frac{\sqrt{1 + 2x_d \sin \varphi_N + x_d^2(1-p^2)} - 1}{x_d} \quad (2.100)$$

relație care permite determinarea capacității de compensare a motorului sincron la curent de excitație nominal și la sarcină activă diferită de cea nominală.

De multe ori în practică se determină nu capacitatea de compensare  $q$  a motorului sincron, ci încărcarea relativă a statorului motorului în putere reactivă  $\alpha' = \frac{Q}{Q_N}$  la  $I_e = I_{eN}$  [116].  
Ținând seama că  $Q_N = S_N \sin \varphi_N$ , relațiile (2.96) și (2.100) se pot scrie:

$$U_e = \sqrt{1 + 2\alpha' x_d \sin \varphi_N + \alpha'^2 x_d^2 \sin^2 \varphi_N + \beta^2 x_d^2 \cos^2 \varphi_N} \quad (2.101)$$

$$\alpha' = \frac{\sqrt{1 + 2 x_d \sin \varphi_N + x_d^2(1 - \beta^2 \cos^2 \varphi_N)} - 1}{x_d \sin \varphi_N} \quad (2.102)$$

unde  $\beta = \frac{P}{P_N}$  este încărcarea activă relativă a motorului.

Producerea de putere reactivă cu motorul sincron este însoțită de pierderi suplimentare de putere activă în motor. Pentru analizarea eficienței economice a compensării, este importantă cunoașterea dependenței acestor pierderi de puterea reactivă produsă. Astfel, în regim nominal de funcționare al motorului, pierderile de putere activă în motor se exprimă prin relația:

$$P_{iN} = P_{mfe} + 3I_{1N}^2 R_1 + I_{eN}^2 R_e = P_{mfe} + P_{sN} + P_{eN} \quad (2.103)$$

unde:

$P_{mfe}$  sînt pierderile mecanice și în fier;

$I_{1N}, I_{eN}$  : curenții nominali statoric și de excitație;

$R_1$  : rezistența fazei statorului;

$R_e$  : rezistența înfășurării de excitație;

$P_{sN}, P_{eN}$  : pierderile nominale în stator și excitație.

Intr-un regim diferit de cel nominal, pierderile în motor se pot exprima prin relația:

$$P_i = P_{mfe} + P_{sN} \left( \frac{I_1}{I_{1N}} \right)^2 + P_{eN} \left( \frac{I_e}{I_{eN}} \right)^2 =$$

$$= P_{mfe} + P_{sN} (\beta^2 \cos^2 \varphi_N + \alpha^2 \sin^2 \varphi_N) + P_{eN} k_e^2 \quad (2.104)$$

în care:  $k_e = \frac{I_e}{I_{eN}}$  este raportul între curentul de excitație și curentul de excitație nominal;

$$\left( \frac{I_1}{I_{1N}} \right)^2 = \left( \frac{I_{1a}}{I_{1N}} \right)^2 + \left( \frac{I_{1r}}{I_{1N}} \right)^2 = \left( \frac{P}{P_N} \right)^2 \cos^2 \varphi_N + \left( \frac{Q}{Q_N} \right)^2 \sin^2 \varphi_N =$$

$$= \beta^2 \cos^2 \varphi_N + \alpha^2 \sin^2 \varphi_N,$$

$I_{1a}$  și  $I_{1r}$  fiind componentele activă și reactivă ale curentului statoric, iar

$\alpha = \frac{Q}{Q_N}$  este raportul între puterea reactivă produsă de motor la  $I_e \neq I_{eN}$  și puterea reactivă nominală.

Determinarea lui  $k_e$  se poate face pe cale grafo-analitică, folosind diagrama Potier și caracteristica de mers în gol a motorului [116]. Pentru calcule practice,  $k_e$  se poate determina cu relația:

$$k_e = k_{e1} + (1 - k_{e1}) \frac{Q}{\alpha' Q_N} = k_{e1} + (1 - k_{e1}) \frac{\alpha}{\alpha'} \quad (2.105)$$

unde  $k_{e1}$  este raportul dintre curentul de excitație la  $Q=0$  ( $\cos \varphi_N = 1$ ) și curentul de excitație nominal, și se poate determina cu relația:

$$k_{e1} = \frac{I_{e1}}{I_{eN}} = \sqrt{\frac{1 + \beta^2 x_d^2 \cos^2 \varphi_N}{1 + x_d^2 + 2x_d \sin \varphi_N}} \quad (2.106)$$

Introducînd relațiile (2.105) și (2.106) în relația (2.104) pentru pierderile de putere în motor se obține relația:

$$P_i = P_{mfe} + \frac{P_{eN}}{1 + x_d^2 + 2x_d \sin \varphi_N} + \frac{P_{eN} x_d^2 \cos^2 \varphi_N}{1 + x_d^2 + 2x_d \sin \varphi_N} \beta^2 + P_{sN} \beta^2 \cos^2 \varphi_N +$$

$$+ \left( P_{sN} \sin^2 \varphi_N + \frac{1 - k_{e1}}{\alpha'} P_{eN} \right) \alpha^2 + \frac{2P_{eN} k_{e1} (1 - k_{e1})}{\alpha'} \alpha \quad (2.107)$$

Separînd pierderile, și considerînd  $P_{mfe} = ct$ , se obțin pierderile care depind de producerea puterii reactive:

= 60 -

$$P_r = A\alpha^2 + B\alpha = A \left( \frac{Q}{Q_N} \right)^2 + B \frac{Q}{Q_N} \quad (2.108)$$

unde:

$$A = P_{sN} \sin^2 \varphi_N + \frac{1 - k_{e1}}{\alpha'} P_{eN} \quad (2.109)$$

$$B = \frac{2 P_{eN} k_{e1} (1 - k_{e1})}{\alpha'} \quad (2.110)$$

### 3. OPTIMIZAREA REGIMULUI DE FUNCTIONARE AL MOTOARELOR SINCRONE DIN STATIILE DE COMPRESOARE

O problemă deosebită care se pune frecvent în exploatare, este aceea de a alege și a menține cea mai rațională valoare a puterii reactive debitată de motorul sincron. În momentul de față, sistemele de excitație utilizate pentru motoarele sincrone de acționare a compresoarelor pentru aer, ca de altfel și pentru acționarea altor utilaje, sînt fie sisteme la care valoarea curentului de excitație se modifică manual, operatorul stabilind o valoare a acestuia astfel ca motorul să funcționeze la factor de putere unitar sau supraexcitat, fie sisteme echipate cu dispozitive de reglare automată, prin care se asigură menținerea constantă a puterii reactive produse, a factorului de putere, a tensiunii pe bare, etc. Aceste sisteme vor fi analizate în capitolul 4.

Pentru motoarele sincrone utilizate la acționarea compresoarelor pentru aer, se utilizează în prezent aproape în exclusivitate modificarea manuală a curentului de excitație. Acest sistem, care a fost urmărit îndeaproape de autor la diferite întreprinderi din țară [136, 137, 138, 139], nu asigură funcționarea cea mai corespunzătoare a motorului sincron, valoarea curentului de excitație al motorului sincron stabilindu-se arbitrar.

În contextul reducerii consumului de energie pe ansamblul economiei naționale, și avînd în vedere puterea însemnată folosită pentru producerea aerului comprimat, este deosebit de oportună abordarea problemei optimizării regimului de funcționare al motoarelor sincrone sub aspectul consumului de energie electrică. Considerînd motoarele sincrone din stația de compresoare, împreună cu ceilalți consumatori alimentați de la aceleași bare, precum și linia de alimentare a stației drept un ansamblu funcțional unitar, se stabilește în prezenta lucrare drept criteriu de optimizare a regimului de funcționare al motoarelor sincrone, acel regim care asigură pe ansamblul definit mai sus, pierderi minime de energie.



### 3.1. Determinarea puterii reactive optime a motorului sincron

În multe stații de compresoare întâlnite în diferite întreprinderi, funcționează un anumit timp, din diferite motive, un singur compresor. Motorul sincron de acționare al acestuia se alimentează de la aceleași bare la care sînt racordați și alți consumatori care consumă o cantitate însemnată de energie reactivă, care încarcă inutil linia de transport. Într-o asemenea situație, problema primește din punct de vedere al criteriului de optimizare stabilit, următorul aspect: determinarea puterii reactive optime care trebuie asigurată de motorul sincron, pentru ca pe ansamblul stației de compresoare, inclusiv linia de alimentare, ansamblu definit mai sus, pierderile de putere să fie minime.

Schema monofilară a unei stații de compresoare, întâlnită frecvent în industria minieră, este reprezentată în figura 3.1. [139]. Pe schemă s-a reprezentat numai motorul sincron MS al

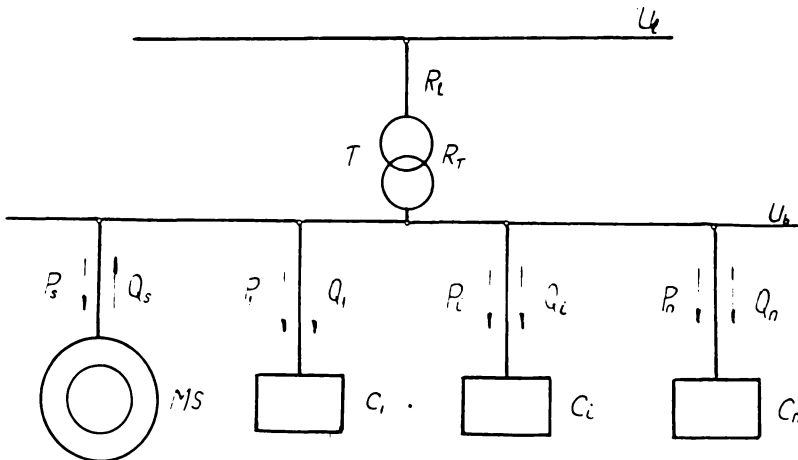


Fig.3.1. Schema electrică monofilară a stației de compresoare.

compresorului în funcțiune, iar prin  $C_1, C_2 \dots C_i, \dots C_n$  s-au reprezentat ceilalți consumatori. Urmărirea în timp a funcționării unei asemenea stații a arătat că tensiunea la bare  $U_b$  se păstrează aproape constantă, variațiile de valoare mică fiind compensate prin prizele transformatorului T; ca urmare, se poate admite ipoteza  $U_b = \text{ct.}$  Dacă se neglijează pierderile pe cablurile de alimentare ale motorului sincron și ale celorlalți consumatori,

atunci pierderile totale pe ansamblul stației pot fi puse sub forma:

$$P_t = \Delta P_{as} + \Delta P_{rs} + \sum \Delta P_i + P_{fer} + \Delta P_l \quad (3.1)$$

unde s-au notat:

$\Delta P_{as}$  : pierderile din motorul sincron datorate producerii puterii active (s-au inclus și cele în fier);

$\Delta P_{rs}$  : pierderile în motorul sincron datorate producerii puterii reactive;

$\sum \Delta P_i$  : pierderile în ceilalți consumatori,  $C_1, \dots, C_i, \dots, C_n$ ;

$P_{fer}$  : pierderile în fierul transformatorului

$\Delta P_l$  : pierderile pe linia de transport aferentă stației.

În relația (3.1) s-au neglijat pierderile pe cablurile de racord la barele stației ale motoarelor sincrone și ale celorlalți consumatori, față de linia de alimentare a stației, deoarece lungimea acestor cabluri este cu mult mai mică decât lungimea liniei de alimentare a stației.

Avînd în vedere relațiile (2.83) și (2.108), relația (3.1) se poate scrie:

$$P_t = \Delta P_{as} + \frac{A}{Q_N^2} Q_s^2 + \frac{B}{Q_N} Q_s + \sum \Delta P_i + P_{fer} + \frac{P^2}{U_b^2} R + \frac{Q^2}{U_b^2} R \quad (3.2)$$

în care:

A, B sînt parametri ai motorului sincron, determinați ca la punctul 2.4;

$P = \sum_i^n P_i + P_s$  - puterea activă transportată pe linie

$Q = \sum_i^n Q_i - Q_s$  - puterea reactivă transportată pe linie

R - rezistența echivalentă a liniei, determinată cu relația:

$$R = R_l + R_T \quad (3.3)$$

unde  $R_l$  este rezistența liniei, raportată la tensiunea la barele stației:

$$R_l = r_o \cdot l \left( \frac{U_b}{U_l} \right)^2, \quad (3.4)$$

$r_o$  fiind rezistența specifică a liniei și  $l$  lungimea acesteia, iar

$$R_T = \frac{\Delta P_{sc} \cdot U_b^2}{S_N^2} \cdot 10^{-3} \quad (3.5)$$

este rezistența echivalentă a transformatorului [28], raportată

la tensiunea de la barele stației,  $\Delta P_{sc}$  [kW] fiind pierderile în scurtcircuit ale transformatorului,  $S_N$  [MVA] este puterea aparentă nominală și  $U_b$  [kV] tensiunea la barele stației.

Separînd din relația (3.2) pierderile care depind numai de puterea reactivă produsă de motorul sincron și de circulația puterii reactive totale pe linia de alimentare, și considerînd pierderile în fierul transformatorului constante, atunci pierderile produse numai de puterea reactivă vor fi:

$$\Delta P_r = a Q_s^2 + b Q_s + \frac{(\sum Q_i - Q_s)^2}{U_b^2} R \quad (3.6)$$

unde: 
$$a = \frac{A}{2 Q_N^2} ; b = \frac{B}{Q_N} \quad (3.7)$$

adică pierderile produse depind numai de puterea reactivă produsă de motorul sincron  $Q_s$ . Derivînd și egalînd cu zero expresia (3.6) se obține:

$$\frac{d(\Delta P_r)}{dQ_s} = 2a Q_s + b - \frac{2R}{U_b^2} (\sum Q_i) + \frac{2R}{U_b^2} Q_s = 0 \quad (3.8)$$

Soluția ecuației (3.7), care minimalizează expresia (3.6) este:

$$Q_s \text{ opt} = \frac{\sum Q_i - b \frac{U_b^2}{2R}}{1 + a \frac{U_b^2}{R}} \quad (3.9)$$

Relația (3.9), care dă valoarea puterii reactive optime a motorului sincron  $Q_s \text{ opt}$ , evidențiază clar că soluția compensării totale a puterii reactive a celorlalți consumatori (metodă care se aplică frecvent în exploatare) nu este cea optimă, deoarece egalitatea  $Q_s \text{ opt} = \sum Q_i$  are loc numai în cazul teoretic cînd  $R \rightarrow \infty$  (practic, linie de alimentare foarte lungă). Ori, în cazul liniilor de lungimi uzuale, rezultă  $Q_s \text{ opt} < \sum Q_i$ . Avînd în vedere că motorul sincron poate dezvolta o putere reactivă maximă, egală cu puterea reactivă nominală  $Q_{sN}$ , rezultă că puterea reactivă maximă care poate fi absorbită de ceilalți consumatori în condițiile respectării criteriului de optimizare propus este:

$$(\sum Q_i)_{\max} = Q_{sN} \left( 1 + a \frac{U_b^2}{R} \right) + b \frac{U_b^2}{2R}, \quad (3.10)$$

adică mai mare decît  $Q_{sN}$ .

Deoarece motorul sincron nu poate funcționa în regim inductiv, rezultă că cea mai mică putere reactivă cerută de ceilalți consumatori, în condițiile respectării aceluiași criteriu

corespunde lui  $Q_s \text{ opt} = 0$  ;

$$(\sum Q_i)_{\min} = b \frac{U_b^2}{2R} \quad (3.11)$$

Analizînd relațiile (3.10) și (3.11) rezultă că atît limita inferioară cît și cea superioară a puterii reactive depind de parametrii liniei de transport și de cei ai motorului sincron.

Metoda propusă a fost aplicată. într-o stație de compresoare [139] a cărei schemă monofilară este prezentată în figura 3.2. In stație sînt montate două compresoare, dintre care

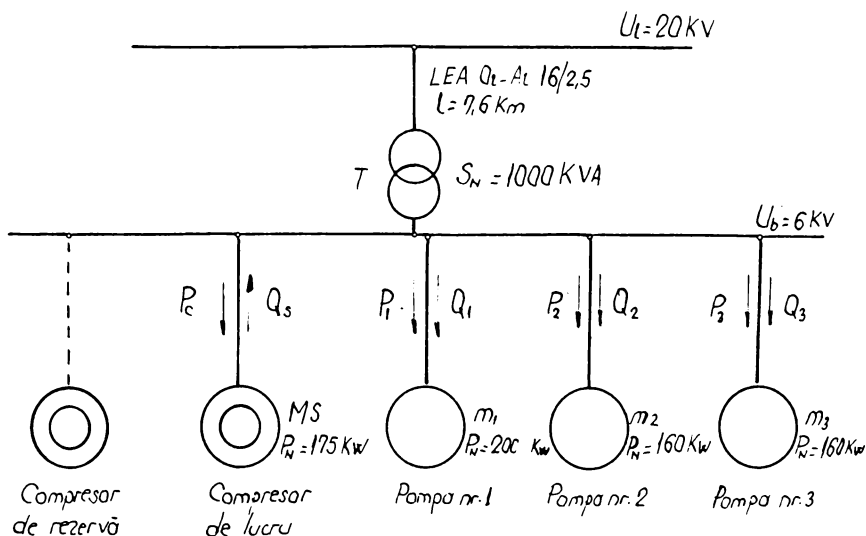


Fig.3.2. Schema electrică a stației de compresoare.

unul de rezervă; acesta nu s-a luat în considerare. Pe lîngă cele două compresoare, de la aceleași bare sînt alimentate și motoarele asincrone de acționare ale unor pompe. Stația este alimentată din sistemul energetic național printr-o linie electrică aeriană LEA și un transformator T.

Datele nominale și cele determinate prin măsurători ale motoarelor și transformatorului sînt:

Compresor de lucru

Motor sincron tip. MS 650/321 - 8

Date de catalog

$P_N = 175 \text{ kW}$   
 $U_N = 6000 \text{ V}$   
 $I_N = 18,75 \text{ A}$

Date măsurate

$P_c = 174 \text{ kW}$   
 $R_1 = 3,09 \Omega$  (la cald)  
 $R_e = 0,293 \Omega$  (la cald)

$$\begin{aligned}\cos \varphi_N &= 0,9 \text{ cap} \\ S_N &= 195 \text{ kVA} \\ n_N &= 750 \text{ rot/min} \\ U_{eN} &= 42 \text{ V} \\ I_{eN} &= 143 \text{ A} \\ x_d &= 0,789 \text{ u.r.} \\ Q_N &= 86 \text{ kVAR}\end{aligned}$$

Pompa nr.1

Motor asincron tip MIB 2 x 400 V loo - 4

<u>Date de catalog</u>	<u>Date măsurate</u>
$P_N = 200 \text{ kW}$	$P_1 = 195 \text{ kW}$
$U_N = 6000 \text{ V}$	
$I_N = 24,5 \text{ A}$	$Q_1 = 120 \text{ kVAR}$
$\cos \varphi_N = 0,87$	

Pompa nr.2 și nr.3

Motor asincron tip MIB 2 x 400 V loo - 4

<u>Date de catalog</u>	<u>Date măsurate</u>
$P_N = 160 \text{ kW}$	$P_2 = 152 \text{ kW}$
$U_N = 6000 \text{ V}$	$Q_2 = 102 \text{ kVAR}$
$I_N = 20 \text{ A}$	$P_3 = 154 \text{ kW}$
$\cos \varphi_N = 0,86$	$Q_3 = 100 \text{ kVAR}$

Pe baza acestor date se determină:

- Pierderile nominale în înfășurarea statorului

$$P_{sN} = 3 \cdot I_N^2 \cdot R_1 \cdot 10^{-3} = 3,258 \text{ kW}$$

- Pierderile nominale în înfășurarea de excitație:

$$P_{eN} = U_{eN} \cdot I_{eN} \cdot 10^{-3} = 6 \text{ kW}$$

În continuare se determină parametrii A și B ai motorului sincron. Pentru a vedea influența sarcinii active a motorului asupra valorii acestor parametri, calculele se efectuează pentru trei valori ale încărcării: 50%, 75% și 100% din sarcina activă nominală ( $\beta = 0,5$ ;  $\beta = 0,75$  și  $\beta = 1$ ). Utilizând relațiile (2.106), (2.102); (2.109) și (2.110) se obține:

$$a) \beta = \frac{P}{P_N} = 0,5$$

$$k_{el} = \sqrt{\frac{1 + \beta^2 x_d^2 \cos^2 \varphi_N}{1 + x_d^2 + 2x_d \sin \varphi_N}} = \sqrt{\frac{1 + 0,5 \cdot 0,789^2 \cdot 0,9^2}{1 + 0,789^2 + 2 \cdot 0,789 \cdot 0,435}} = 0,698$$

$$\alpha' = \frac{\sqrt{1 + 2 \cdot x_d \cdot \sin \varphi_N + x_d^2 (1 - \beta^2 \cos^2 \varphi_N)} - 1}{x_d \cdot \sin \varphi_N} = \frac{\sqrt{1 + 2 \cdot 0,789 \cdot 0,435 + 0,789^2 (1 - 0,5^2 \cdot 0,9^2)} - 1}{0,789 \cdot 0,435} = 1,39$$

$$A = P_{sN} \sin^2 \varphi_N + \left( \frac{1 - k_{el}}{\alpha'} \right)^2 P_{eN} = 3,258 \cdot 0,435^2 + \left( \frac{1 - 0,698}{1,39} \right)^2 \cdot 6 = 0,899 \text{ kW}$$

$$B = \frac{2 \cdot P_{eN} \cdot k_{el} (1 - k_{el})}{\alpha'} = \frac{2 \cdot 6 \cdot 0,698 (1 - 0,698)}{1,39} = 1,819 \text{ kW}$$

$$b) \beta = \frac{P}{P_N} = 0,75$$

$$k_{el} = \sqrt{\frac{1 + \beta^2 x_d^2 \cos^2 \varphi_N}{1 + x_d^2 + 2x_d \sin \varphi_N}} = \sqrt{\frac{1 + 0,75^2 \cdot 0,789^2 \cdot 0,9^2}{1 + 0,789^2 + 2 \cdot 0,789 \cdot 0,435}} = 0,745$$

$$\alpha' = \frac{\sqrt{1 + 2 \cdot x_d \cdot \sin \varphi_N + x_d^2 (1 - \beta^2 \cos^2 \varphi_N)} - 1}{x_d \cdot \sin \varphi_N} = \frac{\sqrt{1 + 2 \cdot 0,789 \cdot 0,435 + 0,789^2 (1 - 0,75^2 \cdot 0,9^2)} - 1}{0,789 \cdot 0,435} = 1,213$$

$$A = P_{sN} \sin^2 \varphi_N + \left( \frac{1 - k_{el}}{\alpha'} \right)^2 P_{eN} = 3,258 \cdot 0,435^2 + \left( \frac{1 - 0,745}{1,213} \right)^2 \cdot 6 = 0,881 \text{ kW}$$

$$B = \frac{2 P_{eN} k_{el} (1 - k_{el})}{\alpha'} = \frac{2 \cdot 6 \cdot 0,745 (1 - 0,745)}{1,213} = 1,879 \text{ kW}$$

$$c) \beta = \frac{P}{P_N} = 1 \text{ (sarcină nominală)}$$

$$k_{el} = \sqrt{\frac{1 + \beta^2 x_d^2 \cos^2 \varphi_N}{1 + x_d^2 + 2x_d \sin \varphi_N}} = \sqrt{\frac{1 + 0,789^2 \cdot 0,9^2}{1 + 0,789^2 + 2 \cdot 0,789 \cdot 0,435}} = 0,807$$

$$\alpha' = \frac{\sqrt{1 + 2 \cdot x_d \cdot \sin \varphi_N + x_d^2 (1 - \beta^2 \cos^2 \varphi_N)} - 1}{x_d \cdot \sin \varphi_N} = \frac{\sqrt{1 + 2 \cdot 0,789 \cdot 0,435 + 0,789^2 (1 - 0,9^2)} - 1}{0,789 \cdot 0,435} = 1$$

$$A = P_{sN} \sin^2 \varphi_N + \left( \frac{1 - k_{el}}{\alpha'} \right)^2 P_{eN} = 3,258 \cdot 0,435^2 + \left( \frac{1 - 0,807}{1} \right)^2 \cdot 6 = 0,84 \text{ kW}$$

$$B = \frac{2 P_{eN} k_{el} (1 - k_{el})}{\alpha'} = \frac{2 \cdot 6 \cdot 0,807 (1 - 0,807)}{1} = 1,87 \text{ kW}$$

Valorile determinate mai sus pentru parametrii A și B ai motorului sincron arată că aceștia depind în mică măsură de sarcina motorului. Ca urmare, în calculele următoare se vor considera valorile  $A = 0,84 \text{ kW}$  și  $B = 1,87 \text{ kW}$ , care corespund sarcinii nominale a motorului sincron, deoarece sarcina reală a motorului este foarte apropiată de cea nominală.

Cu aceste valori, din relațiile (3.7) rezultă parametrii a și b ai motorului sincron:

$$a = \frac{A}{Q_N^2} = \frac{0,84}{84,76^2} = 1,17 \cdot 10^{-4} \text{ kW/kVar}^2$$

$$b = \frac{B}{Q_N} = \frac{1,87}{84,76} = 2,2 \cdot 10^{-2} \text{ kW/kVar}$$

Rezistența liniei de alimentare, conform relației (3.4) este:

$$R_l = r_o \cdot l \left( \frac{U_b}{U_l} \right)^2 = 1,88 \cdot 7,6 \cdot \left( \frac{6}{20} \right)^2 = 1,286 \Omega$$

Rezistența echivalentă a transformatorului, conform relației (3.5) este:

$$R_T = \frac{\Delta P_{sc} \cdot U_b^2}{S_N^2} \cdot 10^{-3} = \frac{12,6 \cdot 6^2}{1^2} \cdot 10^{-3} = 0,432 \Omega$$

Rezistența echivalentă a rețelei de alimentare este:

$$R = R_l + R_T = 1,286 + 0,432 = 1,718 \Omega$$

Puterea reactivă absorbită de motoarele asincrone ale pompelor este:

$$\sum Q_1 = Q_1 + Q_2 + Q_3 = 120 + 102 + 100 = 322 \text{ kVar}$$

Puterea reactivă optimă a motorului sincron rezultă din relația (3.9):

$$Q_s \text{ opt} = \frac{\sum Q_1 - b \frac{U_b^2}{2R}}{1 + a \frac{U_b^2}{R}} = \frac{322 \cdot 10^3 - 2,2 \cdot 10^{-2} \frac{6000^2}{2 \cdot 1,718}}{1 + 1,17 \cdot 10^{-4} \cdot 10^{-3} \frac{6000^2}{1,718}} \cdot 10^{-3} = 26,514 \text{ kVar,}$$

valoare care este mult mai mică decît  $\sum Q_i$ . Aceasta se explică prin valoarea relativ redusă a rezistenței echivalente R a liniei de alimentare. Se observă că, cu cît crește R, adică lungimea liniei, cu atît va fi mai mare puterea reactivă pe care va trebui să o asigure, la regim optim, motorul sincron, deoarece, prin creșterea lungimii liniei, cresc pierderile pe aceeași, devenind mai mari decît pierderile suplimentare din motorul sincron, datorate producerii de putere reactivă. Rezultă deci că această metodă este aplicabilă în cazul stațiilor alimentate prin linii lungi.

Valoarea obținută pentru  $Q_s \text{ opt}$  se încadrează în domeniul de putere reactivă care poate fi furnizată de motorul sincron, și ca urmare, avînd în vedere că  $\beta = P_c/P_N = 174/175 \approx 1$ , curentul de excitație  $I_{e \text{ opt}}$  corespunzător lui  $Q_s \text{ opt}$  rezultă din relațiile (2.105) și (2.106):

$$\alpha_{\text{opt}} = \frac{Q_s \text{ opt}}{Q_N} = \frac{26,514}{84,76} = 0,313$$

$$k_{e \text{ opt}} = k_{e1} + (1 - k_{e1}) \frac{\alpha_{\text{opt}}}{\alpha'} = 0,807 + (1 - 0,807) \frac{0,313}{1} = 0,867$$

$$I_{e \text{ opt}} = k_{e \text{ opt}} \cdot I_{eN} = 0,867 \cdot 143 = 123,9 \text{ A}$$

Pentru a avea posibilitatea de apreciere a eficienței metodei propuse, în tabelul 3.1 sînt arătate pierderile în sistem care depind de puterea reactivă, determinate conform relației (3.6), notîndu-se cele trei componente ale pierderilor:

$$\begin{aligned} \Delta P_1 &= a \cdot Q_s^2 \\ \Delta P_2 &= b \cdot Q_s \\ \Delta P_3 &= \frac{(\sum Q_i - Q_s)^2}{U_b^2} R, \end{aligned} \quad (3.12)$$

iar cu  $\delta p$  s-au notat pierderile suplimentare față de regimul optim:

$$\delta p = \Delta P - \Delta P_{\text{opt}} \quad (3.13)$$

Din tabelul 3.1 rezultă că pentru regimul de funcționare al motorului sincron la  $Q_s \text{ opt}$  determinat ca mai sus, factorul de putere la barele stației este  $\cos \varphi = 0,916$ , valoare care nu convine, fiind mai mică decît factorul de putere neutral  $\cos \varphi_n = 0,92$ . Ca urmare, se stabilește pentru motorul



Tabelul 3.1

$Q_s$ [kVar]	$\Delta P_1$ [kW]	$\Delta P_2$ [kW]	$\Delta P_3$ [kW]	$\Delta P$ [kW]	$\delta p$ [kW]	$\cos \varphi$
0	0	0	4,947	4,947	0,119	0,902
10	0,0117	0,22	4,645	4,876	0,048	0,907
20	0,0468	0,44	4,352	4,838	0,01	0,913
26,514	0,0822	0,58	4,166	4,828	0	0,916
30	0,105	0,66	4,068	4,833	0,005	0,918
34,452	0,138	0,758	3,945	4,841	0,013	0,92
50	0,292	1,1	3,53	4,922	0,094	0,927
70	0,573	1,54	3,03	5,143	0,315	0,936
84,76	0,84	1,864	2,686	5,39	0,562	0,944

sincron puterea reactivă  $Q_s^{opt} = 34,452$  kVar, care asigură la barele stației factorul de putere neutral. În aceste condiții, reducerea de pierderi pe ansamblul stației, față de situația inițială când motorul sincron a funcționat la curent de excitație nominal ( $Q_{sN} = 84,76$  kVar), este:

$$\delta p_r = \delta p_N - \delta p' = 0,562 - 0,013 = 0,549 \text{ kW}$$

Avînd în vedere timpul de funcționare al stației

$T_f = 5000$  ore/an, economia de energie este:

$$W = T_f \cdot \delta p_r = 5000 \cdot 0,549 = 2745 \text{ kWh}$$

ceea ce înseamnă o reducere a consumului de energie electrică pe ansamblul stației de circa 1%.

Metoda de determinare a puterii reactive optime a motorului sincron propusă mai sus este simplă și poate fi aplicată atunci cînd funcționarea utilajelor alimentate de la barele stației are loc la sarcină constantă, astfel ca și puterile reactive corespunzătoare să fie constante. În caz contrar, problema se poate rezolva cu un sistem de reglare automată a excitației, sistem care va fi prezentat într-un alt capitol.

De multe ori în practică utilizatorului îi lipsesc datele necesare pentru calculul parametrilor A și B ai motorului sincron. În asemenea situații propun determinarea acestora pe cale experimentală. Pentru motorul sincron în cauză se determină prin măsurători:

- rezistența de fază a statorului (la cald):  $R_1$
- rezistența înfășurării de excitație (la cald):  $R_e$

- la sarcină constantă a motorului sincron, apropiată de cea nominală, se determină caracteristicile:  $Q=f(I_e)$ ,  $I_1=f(I_e)$  în domeniul  $I_{e0} < I_e < I_{eN}$ . Pe baza rezultatelor măsurătorilor se calculează:

- pierderile în stator și excitație corespunzătoare la  $Q = 0$ :

$$P_0 = I_{e0}^2 R_e + 3 I_{10}^2 R_1 \quad (3.14)$$

- pierderile în stator și excitație corespunzătoare producerii de către motorul sincron a puterilor reactive  $Q_1 < Q_N$  și  $Q_1 < Q_2 < Q_N$  (cărora le corespund curenții de excitație  $I_{e1}$  și respectiv  $I_{e2}$ ).

$$P_1 = I_{e1}^2 R_e + 3 I_{11}^2 R_1 \quad (3.15)$$

$$P_2 = I_{e2}^2 R_e + 3 I_{12}^2 R_1$$

- creșterile de pierderi corespunzătoare producerii de către motorul sincron a puterilor reactive  $Q_1$  și  $Q_2$ :

$$\Delta P_1 = P_1 - P_0$$

$$\Delta P_2 = P_2 - P_0$$

Se formează sistemul de ecuații:

$$\left. \begin{aligned} \Delta P_1 &= A \left( \frac{Q_1}{Q_N} \right)^2 + B \frac{Q_1}{Q_N} \\ \Delta P_2 &= A \left( \frac{Q_2}{Q_N} \right)^2 + B \frac{Q_2}{Q_N} \end{aligned} \right\} \quad (3.16)$$

prin a cărei rezolvare se obțin A și B.

Pentru motorul sincron tip MS 650/321-B, din stația de compresoare analizată mai înainte s-au obținut  $R_e = 0,293 \Omega$  și  $R_1 = 3,09 \Omega$ , iar în tabelul 3.2 sînt trecute rezultatele măsurătorilor și ale calculelor celorlalte mărimi. În figura 3.3 sînt reprezentate grafic caracteristicile  $Q=f(I_e)$  și  $I_1=f(I_e)$ . Măsurătorile s-au făcut la  $P=174$  kW. Pentru valorile curentului de excitație  $I_{e1} = 120$  A și  $I_{e2} = 129,2$  A, cu valorile corespunzătoare ale puterii reactive produse  $Q_1 = 15,2$  kVAR și  $Q_2 = 43$  kVAR se formează sistemul de ecuații (3.16):

$$\left. \begin{aligned} 0,361 &= A \left( \frac{15,2}{86} \right)^2 + B \frac{15,2}{86} \\ 1,164 &= A \left( \frac{43}{86} \right)^2 + B \frac{43}{86} \end{aligned} \right\}$$

Tabelul 3,2

$I_e$ [A]	$I_l$ [A]	Q [kVar]	$P_e$ [kW]	$P_s$ [kW]	$\Delta P$ [kW]	Obs.
143	18,75	84,76	5,971	3,564	2,824	$Q = Q_N$ $I_e = I_{eN}$
139	18,00	72,75	5,641	3,285	2,215	
129,2	17,20	43,00	4,875	3,000	1,164	$I_e = I_{e2}$
125	16,96	31,00	4,562	2,916	0,767	
120	16,80	15,20	4,207	2,865	0,361	$I_e = I_{e1}$
115,3	16,70	0	3,883	2,828	0	$I_e = I_{e0}$

Rezolvînd sistemul, se obțin  $A = 0,842$  kW și  $B = 1,9$  kW, valori foarte apropiate de cele obținute din relațiile (2.109) și (2.110) ( $A=0,84$  kW,  $B=1,87$  kW).

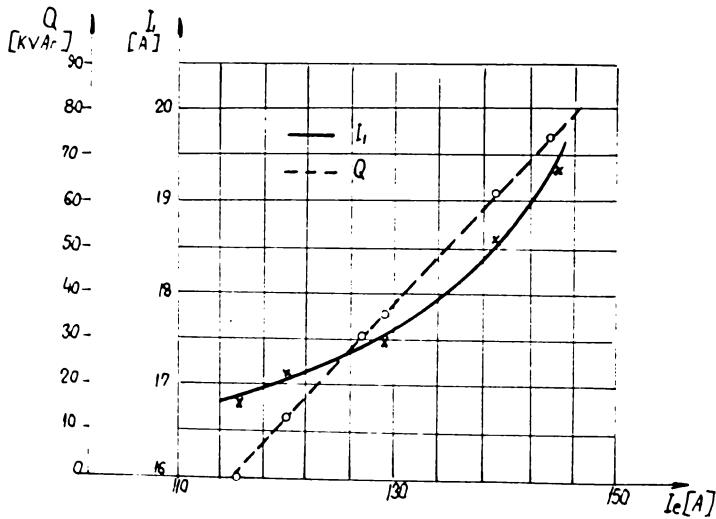


Fig.3.3. Caracteristicile  $Q = f(I_e)$  și  $I_l = f(I_e)$  ale motorului sincron tip MS 650/321 - 8.

### 3.2. Repartiția optimă a puterii reactive între motoarele sincrone

În paragraful anterior s-a considerat în funcțiune un singur motor sincron și s-au minimizat pierderile pe ansamblul stației, inclusiv linia de alimentare a acesteia. În practică însă, cel mai frecvent se întâlnesc stații de compresoare în care funcționează simultan două sau mai multe motoare sincrone, care se alimentează de la aceleași bare cu alți consumatori [136,139]. Într-un asemenea caz, motoarele sincrone produc putere reactivă care acoperă consumul de putere reactivă al celorlalți consumatori, și deci pe linia de alimentare a stației pierderile vor fi minime.

Schema de principiu a unei astfel de stații de compresoare la care ne vom referi în continuare este cea din figura 3.4. De la barele stației se alimentează consumatorii  $C_1, C_2, \dots, C_j, \dots, C_m$ , care consumă puterile reactive  $Q_{c1}, Q_{c2}, \dots, Q_{cj}, \dots, Q_{cm}$ . De la aceleași bare se alimentează și motoarele sin-

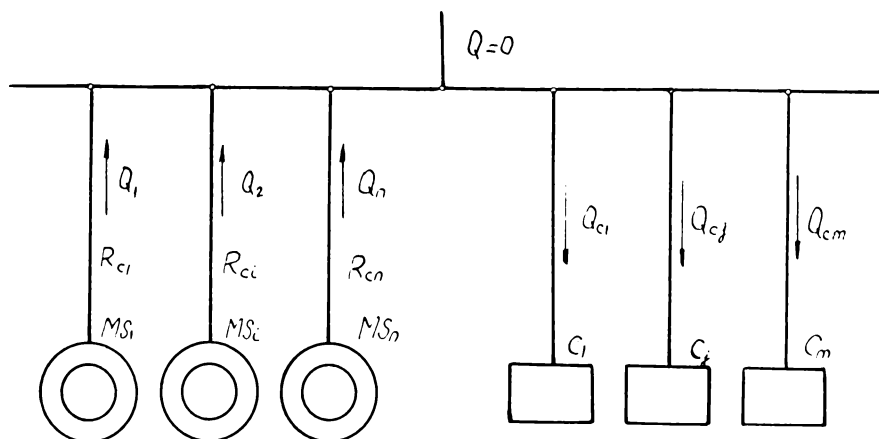


Fig.3.4. Schema de principiu a stației de compresoare.

crone de acțiune a compresoarelor pentru aer  $MS_1, MS_2, \dots, MS'_1, \dots, MS'_n$ , care produc puterile reactive  $Q_1, Q_2, \dots, Q_1, \dots, Q_n$ . Considerînd că motoarele sincrone acoperă necesarul de putere reactivă a celorlalți consumatori, adică este valabilă relația:

$$\sum_{i=1}^2 Q_i = \sum_{j=1}^m Q_j = Q_t \quad (3.17)$$

pierderile de energie pe linia de alimentare vor fi minime, deoarece puterea reactivă transportată pe linie este nulă. În aceste condiții, linia de alimentare a stației nu se mai ia în considerare. Ca urmare, pe baza criteriului de optimizare enunțată anterior, problema de optimizare primește în acest caz următorul aspect: în condițiile respectării egalității (3.17), să se determine acele valori ale puterilor produse de motoarele sincrone  $Q_1 \text{ opt}, Q_2 \text{ opt}, \dots, Q_i \text{ opt}, \dots, Q_n \text{ opt}$ , care minimizează pierderile pe ansamblul stației.

Dacă motoarele sincrone sînt alimentate prin cabluri de lungime însemnată, atunci pierderile pe cablul de alimentare al motorului, datorate transportului puterii reactive produse  $Q_i$  vor fi:

$$P_{rci} = \frac{Q_i^2 R_{ci}}{U_b^2} \quad (3.18)$$

unde  $R_{ci}$  este rezistența cablului.

Avînd în vedere și relația (2.108), pierderile în motorul sincron și cablul său aferent, datorate producerii și transportului puterii reactive  $Q_i$  vor fi:

$$\begin{aligned} P_{ri} &= A_i \left( \frac{Q_i}{Q_{Ni}} \right)^2 + B_i \frac{Q_i}{Q_{Ni}} + \frac{Q_i^2 R_{ci}}{U_b^2} = \\ &= Q_i^2 \left( \frac{A_i}{Q_{Ni}^2} + \frac{R_{ci}}{U_b^2} \right) + Q_i \frac{B_i}{Q_{Ni}} \end{aligned} \quad (3.19)$$

Pe ansamblul stației de compresoare, pierderile totale care depind de producerea de către motoarele sincrone a puterii reactive și transportul acesteia pînă la barele stației vor fi:

$$P_{tr} = \sum_{i=1}^2 \left[ Q_i^2 \left( \frac{A_i}{Q_{Ni}^2} + \frac{R_{ci}}{U_b^2} \right) + Q_i \frac{B_i}{Q_{Ni}} \right] \quad (3.20)$$

Pentru a determina șirul de valori  $Q_1 \text{ opt}, Q_2 \text{ opt}, \dots, Q_i \text{ opt}, \dots, Q_n \text{ opt}$  care minimizează expresia (3.19), cu respectarea condiției (3.17), se va utiliza metoda extremului condiționat, bazată pe multiplicatorii lui Lagrange [134]. Astfel, pentru găsirea extremului unei funcții de  $n$  variabile  $f(x, y, z, \dots)$ ,

atunci cînd variabilele sînt legate între-ele prin  $k$  condiții ( $k < n$ ) de forma:

$$\varphi_1(x, y, z, \dots) = 0; \varphi_2(x, y, z, \dots) = 0, \dots, \varphi_k(x, y, z, \dots) = 0,$$

se introduce funcția:

$$F(x, y, z, \dots) = f(x, y, z, \dots) + \lambda_1 \varphi_1(x, y, z, \dots) + \lambda_2 \varphi_2(x, y, z, \dots) + \dots + \lambda_k \varphi_k(x, y, z, \dots),$$

unde  $\lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_k$  sînt constante (multiplicatorii lui Lagrange).

Condițiile necesare ale extremului condiționat rezultă din rezolvarea sistemului (3,21) de  $(n+k)$ -ecuații și  $(n+k)$  necunoscute  $(x, y, z, \dots, \lambda_1, \lambda_2, \dots, \lambda_k)$ :

$$\left. \begin{aligned} \varphi_1 = 0; \varphi_2 = 0, \dots, \varphi_k = 0 \\ \frac{\partial F}{\partial x} = 0; \frac{\partial F}{\partial y} = 0; \frac{\partial F}{\partial z} = 0, \dots \end{aligned} \right\} \quad (3.21)$$

Pentru problema considerată,  $f(x, y, z, \dots)$  fiind (3.20), avem:

$$\varphi(Q_1, Q_2, \dots, Q_1, \dots, Q_n) = Q_1 + Q_2 + \dots + Q_1 + \dots + Q_n - Q_t = 0 \quad (3.22)$$

$$F(Q_1, Q_2, \dots, Q_1, \dots, Q_n, \lambda) = \sum_{i=1}^n \left[ Q_i^2 \left( \frac{A_i}{Q_{Ni}^2} + \frac{R_{ci}}{U_b^2} \right) + Q_i \frac{B_i}{Q_{Ni}} \right] + \lambda \left( \sum_{i=1}^n Q_i - Q_t \right) \quad (3.23)$$

Conform cu relațiile (3.21), din relațiile (3.22) și (3.23) se obține sistemul de ecuații:

$$\left. \begin{aligned} 2Q_1 \left( \frac{A_1}{Q_{N1}^2} + \frac{R_{c1}}{U_b^2} \right) + \frac{B_1}{Q_{N1}} + \lambda &= 0 \\ 2Q_2 \left( \frac{A_2}{Q_{N2}^2} + \frac{R_{c2}}{U_b^2} \right) + \frac{B_2}{Q_{N2}} + \lambda &= 0 \\ \dots &\dots \\ 2Q_1 \left( \frac{A_1}{Q_{N1}^2} + \frac{R_{c1}}{U_b^2} \right) + \frac{B_1}{Q_{N1}} + \lambda &= 0 \\ \dots &\dots \\ 2Q_n \left( \frac{A_n}{Q_{Nn}^2} + \frac{R_{cn}}{U_b^2} \right) + \frac{B_n}{Q_{Nn}} + \lambda &= 0 \\ Q_1 + Q_2 + \dots + Q_1 + \dots + Q_n - Q_t &= 0 \end{aligned} \right\} \quad (3.24)$$



La deducerea relațiilor(3.26), care dau repartiția optimă a puterii reactive între cele  $n$  motoare sincrone care participă la compensare, în condițiile respectării criteriului enunțat, nu s-au avut în vedere limitările impuse valorii puterii reactive produse de către motorul sincron. Ori, din motive de încălzire, puterea reactivă a motorului sincron nu poate fi mai mare decât cea nominală. Deasemenea, din motive de stabilitate, nu se recomandă funcționarea motorului în regim inductiv. Deci, puterea reactivă produsă de motorul sincron trebuie să se încadreze în domeniul:

$$0 \leq Q_i \leq Q_{Ni}$$

Ca urmare, dacă pentru unul din motoarele sincrone,  $MS_k$ , rezultă pe baza relațiilor (3.26)  $Q_k \text{ opt} > Q_{Nk}$ , urmează ca acestui motor să i se repartizeze o putere reactivă egală cu cea nominală a sa,  $Q_k \text{ opt} = Q_{Nk}$ . În continuare, diferența de putere reactivă  $Q_t - Q_{Nk}$  se va repartiza, pe baza aceluiași relații (3.26), celorlalte  $(n-1)$  motoare sincrone, procedându-se astfel pînă la capăt.

Dacă, dimpotrivă, pentru unul din motoarele sincrone rezultă  $Q_k \text{ opt} < 0$ , acest motor nu va participa la compensare, el urmînd să funcționeze cu  $Q_k \text{ opt} = 0$ . Puterea reactivă totală  $Q_t$  va fi distribuită în acest caz celorlalte  $(n-1)$  motoare, procedînd analog ca mai sus.

Metoda propusă de repartiție optimă a puterii reactive între motoarele sincrone a fost aplicată într-o stație de compresoare pentru aer și pompe, la o întreprindere minieră [139]. Schema monofilară de alimentare a consumatorilor racordați la barele stației, aflați în funcțiune, este reprezentată în figura 3.5.

Deoarece motoarele sincrone utilizate pentru acționarea compresoarelor pentru aer din stație au fost motoare construite pentru a funcționa la  $\cos \varphi = 1$ , care însă în exploatare erau utilizate curent pentru producerea puterii reactive, s-a determinat, pentru fiecare motor sincron în parte, puterea reactivă maximă pe care o poate produce, fără ca încălzirea sa să depășească valoarea admisă pentru clasa sa de izolație. Determinarea încălzirii s-a făcut măsurînd rezistențele înfășurărilor, la rece și la cald. Astfel, pentru motorul sincron MSID - 200, rezistența de fază la temperatura ambiantă



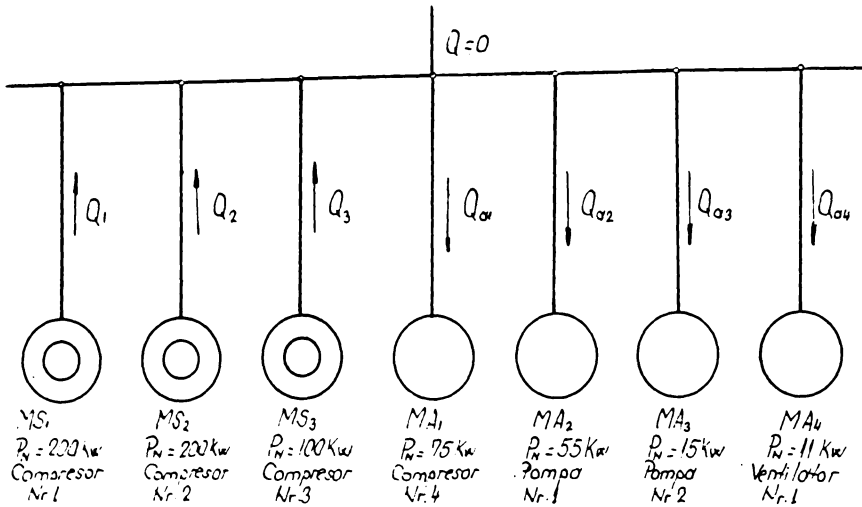


Fig.3.5. Schema de alimentare monofilară a consumatorilor din stația de compresoare.

( $\theta_a = 15^\circ\text{C}$ ), măsurată cu puntea Thomson, a fost  $R_{15} = 0,0166\Omega$ . După funcționarea îndelungată a motorului la  $P_1 = 195,2\text{ kW}$  și  $\cos\varphi = 1$ , s-a măsurat din nou rezistența de fază, imediat după oprirea motorului, găsindu-se  $R_1 = 0,02\Omega$ . Temperatura  $\theta_1$  a înfășurării motorului a fost determinată din relația [31] :

$$R = R_{15} [1 + 0,004 (\theta_1 - 15)]$$

găsindu-se  $\theta_1 = 79^\circ\text{C}$ . Avînd în vedere că motorul este executat în clasa de izolație E conform STAS 6247-60, pentru care temperatura maximă admisă este  $\theta_{\max} = 120^\circ\text{C}$ , cu aceeași relație s-a determinat valoarea rezistenței de fază  $R_{\max}$  corespunzătoare lui  $\theta_{\max}$ , găsindu-se valoarea  $R_{\max} = 0,023\Omega$ . Ca urmare, încărcarea cu putere reactivă a motorului sincron s-a făcut pînă la o valoare la care, după funcționare îndelungată, rezistența de fază  $R_f$  măsurată a fost  $R_f < R_{\max}$ . Valorile astfel determinate pentru curentul de excitație, curentul statoric și puterea reactivă sînt considerate în cele de mai jos ca date nominale, și trecute la rubrica "mărimi măsurate". Toate datele motoarelor de acționare sînt trecute mai jos, în stînga datele nominale, de catalog iar în dreapta cele măsurate, unde s-au notat cu  $R_f$  rezistența de fază și cu  $R_e$  rezistența înfășurării de excitație.

Compresor nr.1

Tip: 2V-3o

Motor sincron tip MSI-D-2oo

Date de catalog

$P_N = 200$  kW  
 $I_N = 335$  A  
 $\cos \varphi_N = 1$   
 $U_{eN} = 42$  V  
 $I_{eN} = 137$  A  
 $U_N = 380$  V  
Conexiune Y

Date măsurate

$P_1 = 196,8$  kW  
 $I_{1N} = 372,2$  A  
 $\cos \varphi_{1N} = 0,902$  cap.  
 $U_{e1N} = 52$  V  
 $I_{e1N} = 183$  A  
 $Q_{1N} = 106,78$  kVAR  
 $R_{f1} = 0,0228 \Omega$   
 $R_{e1} = 0,283 \Omega$   
Cablu de alimentare:  
 $3 \times 185 \text{ mm}^2$ ,  $l_{c1} = 18$  m  
 $R_{c1} = 1,746 \cdot 10^{-3} \Omega$

Compresor nr.2

Tip: 2V-3o

Motor sincron tip MSI-D-2oo

Date de catalog

$P_N = 200$  kW  
 $I_N = 335$  A  
 $\cos \varphi_N = 1$   
 $U_{eN} = 42$  V  
 $I_{eN} = 137$  A  
 $U_N = 380$  V  
Conexiune Y

Date măsurate

$P_2 = 195,2$  kW  
 $I_{2N} = 369$  A  
 $\cos \varphi_{2N} = 0,908$  cap.  
 $U_{e2N} = 51$  V  
 $I_{e2N} = 182$  A  
 $Q_{2N} = 101,54$  kVAR  
 $R_{f2} = 0,0219 \Omega$   
 $R_{e2} = 0,28 \Omega$   
Cablu de alimentare:  
 $3 \times 185 \text{ mm}^2$ ,  $l_{c2} = 14$  m  
 $R_{c2} = 1,358 \cdot 10^{-3} \Omega$

Compresor nr.3

Tip: 1V-15

Motor sincron tip MSI-D-1oo

Date de catalog

$P_N = 100$  kW  
 $I_N = 173$  A  
 $U_{eN} = 27$  V

Date măsurate

$P_3 = 99,8$  kW  
 $I_{3N} = 192,2$  A  
 $\cos \varphi_{3N} = 0,9$  cap.

$I_{eN} = 144 \text{ A}$   
 $U_N = 380 \text{ V}$   
Conexiune Y

$U_{e3N} = 33 \text{ V}$   
 $I_{e3N} = 195 \text{ A}$   
 $Q_{3N} = 55,13 \text{ kVAR}$   
 $R_{f3} = 0,0508 \Omega$   
 $R_{e3} = 0,1685 \Omega$   
Cablu de alimentare:  
 $3 \times 70 \text{ mm}^2$ ,  $l_{c3} = 12 \text{ m}$   
 $R_{c3} = 3,072 \cdot 10^{-3} \Omega$

Compresor nr.4

Tip: EC-10

Motor asincron tip AFI 280 M 75-4

Date de catalog  
 $P_N = 75 \text{ kW}$   
 $I_N = 143 \text{ A}$   
 $\cos \varphi_N = 0,86$   
 $U_N = 380 \text{ V}$

Date măsurate  
 $P_4 = 68 \text{ kW}$   
 $I_4 = 125 \text{ A}$   
 $Q_{a1} = 46,3 \text{ kVAR}$

Pompa nr.1

Tip: JIUL

Motor asincron tip ASI 250 M 65-4

Date de catalog  
 $P_N = 55 \text{ kW}$   
 $I_N = 106 \text{ A}$   
 $\cos \varphi_N = 0,87$   
 $U_N = 380 \text{ V}$

Date măsurate  
 $P_5 = 43,2 \text{ kW}$   
 $I_5 = 80 \text{ A}$   
 $Q_{a2} = 30,1 \text{ kVAR}$

Pompa nr.2

Tip: JIUL

Motor asincron tip 180 L-48-4

Date de catalog  
 $P_N = 15 \text{ kW}$   
 $I_N = 30,68 \text{ A}$   
 $\cos \varphi_N = 0,845$   
 $U_N = 380 \text{ V}$

Date măsurate  
 $P_6 = 14,7 \text{ kW}$   
 $I_6 = 30 \text{ A}$   
 $Q_{a3} = 13,18 \text{ kVAR}$

Ventilator nr.1

Tip: VM-11

Motor asincron tip ASI 160 M-42-2

Date de catalog  
 $P_N = 11 \text{ kW}$   
 $I_N = 22,89 \text{ A}$

Date măsurate  
 $P_5 = 10,4 \text{ kW}$   
 $I_5 = 21 \text{ A}$

$$\cos \varphi_N = 0,84$$

$$Q_{a4} = 9,1 \text{ kVar}$$

$$U_N = 380 \text{ V}$$

Deasemenea, s-au determinat prin măsurători, pentru fiecare motor sincron, caracteristicile: curentul statistic funcție de curentul de excitație  $I_1 = f(I_e)$ , puterea reactivă produsă funcție de curentul de excitație  $Q = f(I_e)$ , și s-au determinat prin calcul, pe baza măsurătorilor efectuate, conform relațiilor (3.14) și (3.15), pierderile în excitație  $P_e$ , pierderile în stator  $P_1$ , pierderile totale  $P_t = P_e + P_1$ , precum și pierderile datorate producerii de către motorul sincron de putere reactivă  $\Delta P = P_t - P_{to}$ ,  $P_{to}$  fiind pierderile totale în cazul funcționării motorului sincron la  $Q=0$ . Rezultatele măsurătorilor sînt prezentate în tabelele 3.3., 3.4. și 3.5. (măsurătorile s-au efectuat numai în domeniul  $0 < Q < Q_N$ , funcționarea motorului sincron în domeniul inductiv heprezentînd interes practic în acest caz). Caracteristicile  $I_1 = f(I_e)$  și  $Q = f(I_e)$  pentru fiecare motor sincron sînt prezentate în anexa 1.

Tabelul 3.3. (Motor MS<sub>1</sub>, P<sub>N</sub>=200 kW)

$I_e$ [A]	$I_1$ [A]	Q [kVar]	$P_e$ [kW]	$P_1$ [kW]	$P_t = P_1 + P_e$ [kW]	$\Delta P$ [kW]
136,7	336	0	5,288	7,722	13,01	0
150	339,5	37	6,367	7,883	14,25	1,24
170,2	357,6	82,328	8,198	8,746	16,944	3,934
183	372,2	106,78	9,477	9,475	18,952	5,942

Tabelul 3.4. (Motor MS<sub>2</sub>, P<sub>N</sub>=200 kW)

$I_e$ [A]	$I_1$ [A]	Q [kVar]	$P_e$ [kW]	$P_1$ [kW]	$P_t = P_1 + P_e$ [kW]	$\Delta P$ [kW]
137,2	335,2	0	5,27	7,381	12,651	0
148	337,7	27	6,133	7,492	13,625	0,974
168	354	74,916	7,902	8,233	16,135	3,484
182	369	101,54	9,274	8,945	18,219	5,569

Tabelul 3.5. (Motor MS<sub>3</sub>, P<sub>N</sub>=100 kW)

$I_e$ [A]	$I_1$ [A]	Q [kVar]	$P_e$ [kW]	$P_1$ [kW]	$P_t = P_1 + P_e$ [kW]	$\Delta P$ [kW]
145	173	0	3,542	4,561	8,103	0
165	177	24	4,587	4,774	9,361	1,258

185	186	45	5,767	5,272	11,039	2,936
195	192,2	55,13	6,407	5,629	12,036	3,933

Pe baza rezultatelor din tabelele 3.3.,3.4.,3.5., se determină pentru fiecare motor sistemul de ecuații (3.16), din care se calculează parametrii  $A_1$  și  $B_1$  pentru fiecare motor.

Motorul sincron MS<sub>1</sub>

$$\left. \begin{aligned} \left(\frac{37}{106,78}\right)^2 A_1 + \frac{37}{106,78} B_1 &= 1,24 \\ \left(\frac{82,328}{106,78}\right)^2 A_1 + \frac{82,328}{106,78} B_1 &= 3,934 \end{aligned} \right\}$$

Rezultă:  $A_1 = 3,591$  kW  
 $B_1 = 2,335$  kW

Motor sincron MS<sub>2</sub>

$$\left. \begin{aligned} \left(\frac{27}{101,54}\right)^2 A_2 + \frac{27}{101,54} B_2 &= 0,974 \\ \left(\frac{74,916}{101,54}\right)^2 A_2 + \frac{74,916}{101,54} B_2 &= 3,484 \end{aligned} \right\}$$

Rezultă:  $A_2 = 2,244$  kW  
 $B_2 = 3,066$  kW.

Motor sincron MS<sub>3</sub>

$$\left. \begin{aligned} \left(\frac{24}{55,13}\right)^2 A_3 + \frac{24}{55,13} B_3 &= 1,258 \\ \left(\frac{45}{55,13}\right)^2 A_3 + \frac{45}{55,13} B_3 &= 2,936 \end{aligned} \right\}$$

Rezultă:  $A_3 = 1,857$  kW  
 $B_3 = 2,083$  kW

Se determină apoi cu relațiile (3,27) pentru fiecare motor sincron parametrii  $a_1$  și  $b_1$ :

Motor sincron nr.1

$$a_1 = 2 \left( \frac{A_1}{2} + \frac{R_{c1}}{U_b^2} \right) = 2 \left( \frac{3,591}{106,78^2} + \frac{1,746 \cdot 10^{-3}}{380^2} \cdot 10^3 \right) = 654,07 \cdot 10^{-6} \frac{\text{kW}}{\text{kVar}^2}$$

$$b_1 = \frac{B_1}{Q_{N1}} = \frac{2,335}{106,78} = 218,6739 \cdot 10^{-4} \frac{\text{kW}}{\text{kVAr}}$$

Motor sincron nr.2

$$a_2 = 2 \left( \frac{2,244}{101,54^2} + \frac{1,358 \cdot 10^{-3}}{380^2} \cdot 10^3 \right) = 454,09 \cdot 10^{-6} \frac{\text{kW}}{\text{kVAr}^2}$$

$$b_2 = \frac{3,066}{101,54} = 301,9499 \cdot 10^{-4} \frac{\text{kW}}{\text{kVAr}}$$

Motor sincron nr.3

$$a_3 = 2 \left( \frac{1,857}{55,13^2} + \frac{3,072 \cdot 10^{-3}}{380^2} \cdot 10^3 \right) = 1264,524 \cdot 10^{-6} \frac{\text{kW}}{\text{kVAr}^2}$$

$$b_3 = \frac{2,083}{55,13} = 377,834 \cdot 10^{-4} \frac{\text{kW}}{\text{kVAr}}$$

Puterea reactivă totală absorbită de motoarele asincrone și care urmează a fi distribuită celor trei motoare sincrone este:

$$Q_t = Q_{a1} + Q_{a2} + Q_{a3} + Q_{a4} = 98,68 \text{ kVAr}$$

Puterile reactive optime ale celor trei motoare sincrone sînt date de relațiile (3.26):

$$Q_1 \text{ opt} = \frac{Q_t - \frac{b_1 - b_2}{a_2} + \frac{b_1 - b_3}{a_3}}{1 + \frac{a_1}{a_2} + \frac{a_1}{a_3}} =$$

$$= \frac{98,68 - \left( \frac{218,6739 - 301,9499}{454,09 \cdot 10^{-6}} \cdot 10^{-4} + \frac{218,6739 - 377,834}{1264,524 \cdot 10^{-6}} \cdot 10^{-4} \right)}{1 + \frac{654,07 \cdot 10^{-6}}{454,09 \cdot 10^{-6}} + \frac{654,07 \cdot 10^{-6}}{1264,524 \cdot 10^{-6}}}$$

$$= 43,818 \text{ kVAr}$$

$$Q_{2\text{opt}} = \frac{a_1 Q_{1\text{opt}} + b_1 - b_2}{a_2} =$$

$$= \frac{654,07 \cdot 10^{-6} \cdot 43,818 + 218,6739 \cdot 10^{-4} - 301,9499 \cdot 10^{-4}}{454,09 \cdot 10^{-6}} =$$

$$= 44,776 \text{ kVAr}$$

$$Q_{3\text{opt}} = \frac{a_1 Q_{1\text{opt}} + b_1 - b_3}{a_3} =$$

$$= \frac{654,07 \cdot 10^{-6} \cdot 43,818 + 218,6739 \cdot 10^{-4} - 377,834 \cdot 10^{-4}}{1264,524 \cdot 10^{-6}} =$$

$$= 10,078 \text{ kVAr}$$

Din caracteristicile  $\varphi = f(I_e)$ , reprezentate în anexa 1, se obțin valorile optime ale curentului de excitație pentru

fiecare motor:

$$\begin{aligned} I_{e1opt} &= 152 \text{ A} \\ I_{e2opt} &= 155,2 \text{ A} \\ I_{e3opt} &= 153,4 \text{ A} \end{aligned}$$

Pentru a putea aprecia eficiența repartiției optime a puterii reactive, vom considera pe lângă varianta optimă de repartiție a puterii reactive, calculată mai sus, și următoarele trei variante de repartiție, care se utilizează uneori în practică:

Varianta 1 (un singur motor sincron participă la compensare)

$$\begin{aligned} Q_1 &= Q_t = 98,68 \text{ kVAR} \\ Q_2 &= 0 \\ Q_3 &= 0 \end{aligned}$$

Varianta 2 (repartiție egală a puterii reactive)

$$\begin{aligned} Q_1 &= \frac{1}{3} Q_t = 32,893 \text{ kVAR} \\ Q_2 &= \frac{1}{3} Q_t = 32,893 \text{ kVAR} \\ Q_3 &= \frac{1}{3} Q_t = 32,893 \text{ kVAR} \end{aligned}$$

Varianta 3 (proporțional cu  $P_N$ )

$$\begin{aligned} Q_1 &= \frac{2}{5} Q_t = 39,472 \text{ kVAR} \\ Q_2 &= \frac{2}{5} Q_t = 39,472 \text{ kVAR} \\ Q_3 &= \frac{1}{5} Q_t = 19,736 \text{ kVAR} \end{aligned}$$

Pentru cele patru variante vom determina pierderile de putere în motoarele sincrone și cablurile aferente datorate puterii reactive produse și transportate, cu relația:

$$P_{ri} = A_i \frac{Q_i^2}{Q_{Ni}} + B_i \frac{Q_i}{Q_{Ni}} + \frac{Q_i^2 R_{ci}}{U_b^2} \cdot 10^3 \quad (3.28)$$

cu  $A_i$  [kW/kVAR<sup>2</sup>],  $Q_i$ ,  $Q_{Ni}$  [kVAR],  $B_i$  [kW/kVAR],  $R_{ci}$  [ $\Omega$ ],  $U_b$  [V],  $P_{ri}$  [kW].

Se determină apoi pierderile totale  $P_{rf} = \sum_{i=1}^3 P_{ri}$

datorate producerii și transportului pe cabluri a puterii reacti-

ve, precum și creșterea de pierderi  $\Delta P_{rt} = P_{rt} - P_{rtopt}$  față de pierderile corespunzătoare criteriului optim. Aceste mărimi sînt concentrate în tabelul 3.6. În tabel se mai indică și consumul de energie suplimentar  $W_s$ , calculat pentru un timp de funcționare  $t_f = 3000$  ore/an a stației.

Tabelul 3.6.

Varianta	$P_{r1}$ [kW]	$P_{r2}$ [kW]	$P_{r3}$ [kW]	$P_{rt}$ [kW]	$\Delta P_{rt}$ [kW]	$W_s$ [kWh/an]	$W_s$ [%]
Optimă	1,585	1,806	0,444	3,835	0	0	0
1	5,343	0	0	5,343	1,508	4524	0,25
2	1,073	1,248	1,927	4,248	0,413	1239	0,07
3	1,372	1,545	0,991	3,908	0,073	220	0,012

Din datele centralizate în tabelul 3.6 reiese clar că cea mai dezavantajoasă este situația în care puterea reactivă este compensată cu un singur motor, celelalte neparticipînd la compensare.

Metoda de repartiție a puterii reactive între motoarele sincrone, în forma prezentată mai sus, poate fi aplicată cu ușurință în orice stație de compresoare, sau la alte acționări cu motoare sincrone, cu condiția ca atît motoarele sincrone cît și ceilalți consumatori să funcționeze timp îndelungat la sarcină constantă, sau cu variații rare în trepte, provocate de intrarea sau ieșirea din funcțiune a unor motoare de acționare. În asemenea situații, se poate determina pentru fiecare caz posibil de funcționare, repartiția optimă a puterii reactive. Stațiile de compresoare, pompe, ventilatoare din industria mini-eră se încadrează prin excelență în cerințele enunțate mai sus.

Dacă puterea reactivă absorbită de consumatorii alimentați de la aceleași bare cu motoarele sincrone are variații frecvente, atunci problema se poate rezolva cu un sistem de comandă și reglare automată. O realizare concretă a unui astfel de sistem se prezintă în unul din capitolele următoare.



#### 4. REGLAREA AUTOMATA A EXCITATIEI MOTORULUI SINCRON

##### 4.1. Considerațiuni generale

În sistemele moderne de acționare cu motoare sincrone, reglarea automată a excitației motorului sincron este o cerință impusă atât de desfășurarea corectă a procesului tehnologic, cât și de funcționarea corespunzătoare a motorului în cadrul sistemului energetic. Dispozitivele de reglare automată a excitației motorului sincron realizează în general următoarele cerințe:

- forțarea automată a excitației motorului sincron, pentru evitarea ieșirii din sincronism a motorului la căderi adânc ale tensiunii rețelei de alimentare;
- reglarea automată a curentului de excitație al motorului sincron după un criteriu stabilit.

Necesitatea reglării automate a excitației motorului sincron rezultă analizând diagrama fazorială simplificată a motorului sincron cu poli înecați reprezentată în figura 4.1., a.

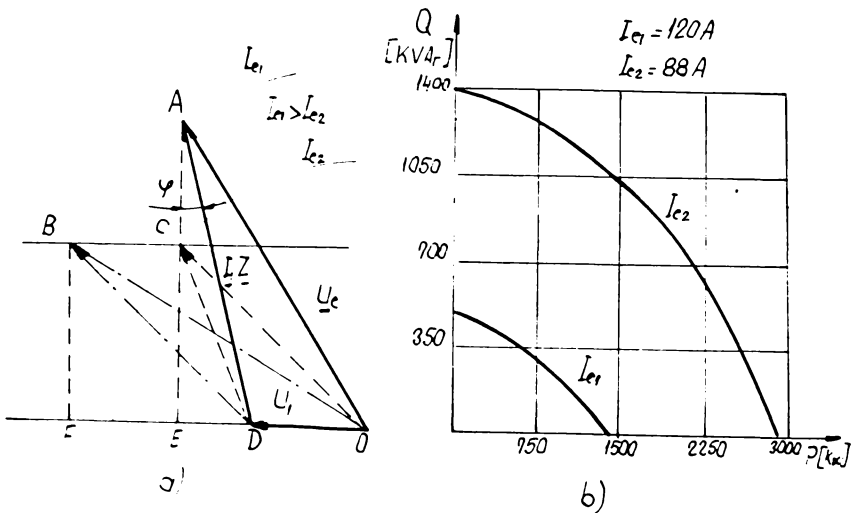


Fig.4.1.a) Diagrama fazorială simplificată a motorului sincron cu poli înecați; b) Dependența  $Q=f(P)$  la  $I_e=ct$  pentru un motor sincron de 2100 kW.

Tensiunea electromotoare indusă  $U_e$  este reprezentată prin segmentul CA (la altă scară reprezintă pe  $I_e$ ), tensiunea

de alimentare a motorului prin segmentul OD, iar căderea de tensiune prin segmentul AD (la altă scară reprezintă curentul motorului  $I_1$ ). Segmentul AE este proporțional cu puterea activă a motorului, iar segmentul ED este proporțional cu puterea reactivă a motorului. Dacă încărcarea motorului scade și curentul de excitație rămîne constant ( $I_{e1}$ ), atunci punctul A se deplasează pe cercul corespunzător pînă în B; puterea reactivă dată de motor va fi mai mare, deoarece  $DF > DE$ . Pentru ca motorul să dezvolte aceeași putere reactivă ca în punctul A, curentul de excitație trebuie să scadă pînă la valoarea  $I_{e2}$ , punctul B se deplasează pînă în punctul C, unde motorul dezvoltă aceeași putere reactivă ca în punctul A (segmentul DE) și o putere activă egală cu cea corespunzătoare punctului B ( $BF = EC$ ). În figura 4.1., b este prezentată variația puterii reactive  $Q$  în funcție de puterea activă  $P$  la un motor sincron de 2100 kW, pentru două valori ale curentului de excitație [129].

Cele arătate mai sus evidențiază clar că, la motorul sincron, în cazul în care se produce variația sarcinii și curentul de excitație se menține constant, se modifică corespunzător puterea reactivă a motorului. Aceasta impune introducerea unui sistem de reglare automată a curentului de excitație după un criteriu de reglare corespunzător scopului urmărit.

Fortșarea excitației motorului sincron rezultă din expresia cuplului motorului sincron trifazat cu poli înecați:

$$C = \frac{3U_1 U_e}{X \Omega_1} \sin \varphi \quad (4.1)$$

în care  $X$  este reactanța sincronă iar  $U_e$  este tensiunea electromotoare indusă într-o fază a înfășurării statorului, dependentă de excitație.

Dacă se ține seama că motorul sincron se mai poate menține în sincronism pentru

$$C_{smax} = C_{max} = \frac{3U_1 U_e}{X \Omega_1} \quad , \quad (4.2)$$

atunci la funcționarea motorului la cuplu nominal  $C_N$  și la curent de excitație nominal, cînd  $U_e = U_{eN}$ , rezultă tensiunea minimă a rețelei la care motorul se mai poate menține în sincronism:

$$U_{min} = \frac{C_N X \Omega_1}{3 U_{eN}} \quad (4.3)$$

Relația (4.3) arată că pentru menținerea în sincronism a motorului în condițiile precizate, dacă tensiunea rețelei scade la o valoare  $U < U_{\min}$ , este necesar ca  $U_e > U_{eN}$ , adică este necesară forțarea excitației, prin creșterea curentului de excitație la o valoare  $I_e > I_{eN}$ .

Pentru studiul diferitelor sisteme de reglare a excitației, este importantă stabilirea mărimilor de bază care caracterizează funcționarea motorului sincron. Analizînd diagrama fazorială simplificată a motorului sincron cu poli înecați, reprezentată în figura 4.2, rezultă:

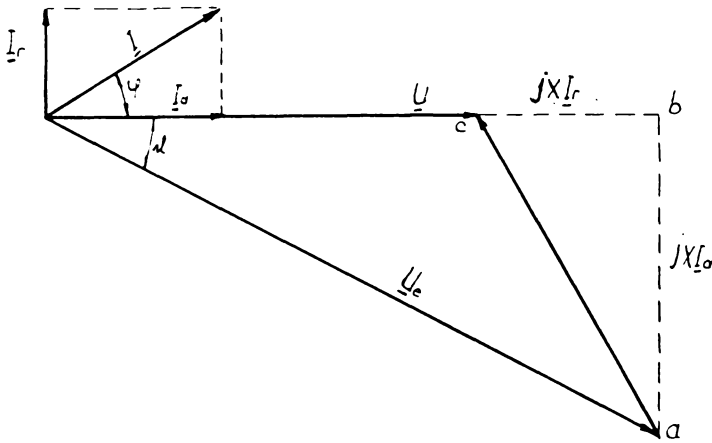


Fig.4.2. Diagrama fazorială simplificată a motorului sincron cu poli înecați.

- Componenta reactivă a curentului statoric:

$$I_r = \frac{bc}{X} = \frac{U_e \cos \lambda - U_1}{X} \quad (4.4)$$

- Componenta reactivă a curentului statoric la sarcină nominală a motorului sincron:

$$I_{rN} = \frac{U_{eN} \cos \lambda_N - U_1}{X} \quad (4.5)$$

- Puterea reactivă în unități relative:

$$Q = \frac{Q}{Q_N} = \frac{I_r}{I_{rN}} = \frac{U_e \cos \lambda - U_1}{U_{eN} \cos \lambda_N - U_1} \quad (4.6)$$

- Componenta activă a curentului statoric:

$$I_a = \frac{ab}{X} = \frac{U_e \sin \lambda}{X} \quad (4.7)$$

- Componenta activă a curentului statoric la sarcină nominală a motorului sincron:

$$I_{aN} = \frac{U_{eN} \sin \lambda_N}{X} \quad (4.8)$$

- Puterea activă a motorului sincron, în unități relative:

$$\tilde{P} = \frac{P}{P_N} = \frac{I_a}{I_{aN}} = \frac{U_e \sin \lambda}{U_{eN} \sin \lambda_N} = \tilde{U}_e \lambda_N \sin \lambda, \quad (4.9)$$

unde s-au introdus notațiile:

$$\tilde{U}_e = \frac{U_e}{U_{eN}}$$

$$\lambda_N = \frac{P_{\max N}}{P_N} = \frac{1}{\sin \lambda_N} \quad \text{este coeficientul de supraîncărcare al motorului sincron la t.e.m. } U_{eN}.$$

- Coeficientul de supraîncărcare al motorului sincron la t.e.m.

$U_e$ :

$$\lambda = \frac{P_{\max}}{P_N} = \frac{P_{\max N}}{P_N} \cdot \frac{U_e}{U_{eN}} = \lambda_N \tilde{U}_e \quad (4.10)$$

- Legătura între tensiunea rețelei  $U_1$  și t.e.m  $U_{eN}$ :

$$U_1 = U_{eN} (\cos \lambda_N - \sin \lambda_N \operatorname{tg} \varphi_N) \quad (4.11)$$

Introducînd în relația (4.6) expresiile lui  $U_1$  și  $\sin \lambda$  obținute din relațiile (4.9) și (4.11), se obține pentru puterea reactivă în unități relative  $Q$ , expresia:

$$Q = \frac{\sqrt{U_e^2 \lambda_N^2 - P^2} - \sqrt{\lambda_N^2 - 1} + \operatorname{tg} \varphi_N}{\operatorname{tg} \varphi_N} \quad (4.12)$$

de unde rezultă:

$$\tilde{U}_e = \frac{\sqrt{P^2 + [(Q-1) \operatorname{tg} \varphi_N + \sqrt{\lambda_N^2 - 1}]^2}}{N} \quad (4.13)$$

Relațiile (4.12) și (4.13) permit calcularea variației mărimilor  $Q$  și  $\tilde{U}_e$  în procesul de reglare, dacă este precizat principiul de reglare al excitației.

#### 4.2. Motorul sincron ca obiect al reglării automate

Funcția de transfer a motorului sincron poate fi determinată în următoarele ipoteze [122]:

- alimentarea motorului sincron se realizează de la o sursă de putere infinită, avînd tensiunea rețelei  $U_r = \text{ct.}$ , printr-o rețea avînd reactanța echivalentă  $x_{re}$ , în unități relative;

- rezistența înfășurării statorice se neglijează:  $R_1=0$ ;
- circuitul magnetic al motorului este nesaturat.

Pe baza ecuațiilor Blondel-Park scrise în unități relative, pentru axa longitudinală a motorului sincron în regim de mers în gol sînt valabile relațiile:

$$\begin{aligned} \psi_d &= 1 \\ s \cdot \psi_e + r_e i_e &= u_e \\ s \cdot \psi_{ad} + r_{ad} i_{ad} &= 0 \end{aligned} \quad (4.14)$$

unde:

$\psi_d$  este înălțuirea magnetică a statorului după axa longitudinală;

$\psi_e$  : înălțuirea magnetică a înfășurării de excitație;

$r_e, i_e$  : rezistența, respectiv curentul înfășurării de excitație;

$\psi_{ad}$  : înălțuirea magnetică echivalentă a circuitului de amortizare după axa longitudinală;

$r_{ad}, i_{ad}$  : rezistența, respectiv curentul înfășurării de amortizare.

Rezolvînd sistemul de ecuații (4.14) în creșteri finite, rezultă funcția de transfer a circuitului curentului de excitație [122]:

$$Y_e(s) = \frac{\Delta i_e(s)}{\Delta u_e(s)} = \frac{1}{r_e} \frac{T_a s + 1}{(T_d' s + 1)(T_d'' s + 1)} \quad (4.15)$$

în care  $T_d', T_d''$  și  $T_a$  sînt constantele de timp definite cu relațiile (2.53), (2.56) și (2.57), iar  $s$  este variabila complexă.

Funcția de transfer a circuitului curentului reactiv este:

$$Y_r(s) = \frac{\Delta i_r(s)}{\Delta i_e(s)} = \frac{x_{ad}}{x_d + x_{re}} \cdot \frac{T_{kd} s + 1}{T_a s + 1} = K_R \frac{T_{kd} s + 1}{T_a s + 1}, \quad (4.16)$$

unde  $T_{kd}$  este constanta de timp a înfășurării de amortizare după axa longitudinală cînd înfășurările statorice și de excitație sînt deschise, și se determină cu relația [31]:

$$T_{kd} = \frac{x_{kkd}}{2\gamma f_1 r_d}, \quad (4.17)$$

iar

$$x_{kkd} = x_{ad} + x_{\sigma d} \quad (4.18)$$

este reactanța totală a înfășurării de amortizare după axa longitudinală și  $i_r$  este componenta reactivă a curentului statorului.

Funcția de transfer a creșterii de tensiune pe barele de alimentare ale motorului sincron, ca urmare a producerii de către acesta a curentului reactiv  $i_r$  este:

$$Y_u(s) = \frac{\Delta u_s(s)}{\Delta i_r(s)} \approx x_{re}, \quad (4.19)$$

$u_s$  fiind tensiunea la bornele motorului.

Cuplul electromagnetic al motorului sincron în unități relative este:

$$c = \frac{p_e}{\omega_1} = \frac{u_s i_a}{\omega_1}, \quad (4.20)$$

unde  $i_a$  este componenta activă a curentului statoric, dată de relația [122]:

$$i_a = \frac{u_s}{\omega_1 x_q} \operatorname{tg} \alpha + i_r \operatorname{tg} \alpha \quad (4.21)$$

Notînd cu  $i_{r0}$  și  $\alpha_0$  valorile inițiale, prin diferențierea relației (4.21) se obține:

$$\begin{aligned} d i_a &= \frac{u_s}{\omega_1 x_q} \frac{d}{d\alpha} (\operatorname{tg} \alpha) + d i_r \operatorname{tg} \alpha_0 + i_{r0} \frac{d}{d\alpha} (\operatorname{tg} \alpha) = \\ &= \frac{u_s}{\omega_1 x_q} \frac{d\alpha}{\cos^2 \alpha_0} + d i_r \operatorname{tg} \alpha_0 + i_{r0} \frac{d\alpha}{\cos^2 \alpha_0} \end{aligned} \quad (4.22)$$

Scriind relația (4.22) în creșteri finite, se obține pentru creșterea curentului activ relația:

$$\Delta i_a = \left( \frac{u_s}{\omega_1 x_q} + i_{r0} \right) \frac{\Delta \alpha}{\cos^2 \alpha_0} + \Delta i_r \operatorname{tg} \alpha_0 \quad (4.23)$$

Comportarea alunecării  $s_a$  a motorului la creșterea cuplului și creșterea unghiului intern se exprimă prin relațiile:

$$- \frac{s_a}{\Delta i_a} = \frac{1}{T_j s} \quad (4.24)$$

$$\frac{\Delta \alpha}{s_a} = \frac{1}{T_\alpha s} \quad (4.25)$$

unde:

$T_j$  este constanta de timp electromecanică a motorului sincron și compresorului;

$T_\alpha = \frac{1}{p\omega_1}$  : constantă de timp,  $p$  fiind numărul de perechi de poli ai motorului sincron.

Pe baza relațiilor (4.15), (4.16), (4.19), (4.23), (4.24) și (4.25) scrise mai sus, schema bloc a motorului sincron se poate reprezenta ca în figura 4.3.

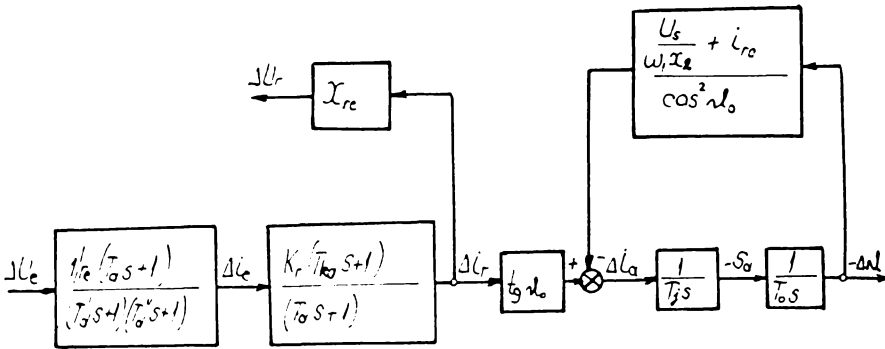


Fig.4.3. Schema bloc a motorului sincron.

#### 4.3. Circuitele de bază ale reglării automate a excitației motorului sincron

Analizînd schema bloc a motorului sincron prezentată în figura 4.3., rezultă că sistemul de reglare automată al excitației motorului sincron cuprinde trei circuite de bază: al curentului de excitație, al curentului reactiv (puterii reactive) și al tensiunii rețelei. În cele ce urmează ne vom referi numai la primele două circuite, cel al tensiunii rețelei ne reprezentînd interes în cadrul acestei lucrări.

Se știe [60] că structura regulatorului trebuie să fie astfel aleasă încît să asigure circuitului deschis o funcție de transfer de forma (criteriul modulului):

$$Y_d(s) = \frac{1}{2 T_{\mu} s (T_{\mu} s + 1)} \quad (4.26)$$

în care  $T_{\mu}$  este timpul mort al mutatorului comandat de alimentare a excitației [119].

Constanta de timp  $T_d''$  din relația (4.15), de valoare mică, poate fi înlocuită cu un filtru la intrarea mutatorului și inclusă în constanta de timp necompensată  $T_{\mu}$  a acestuia [60]. În aceste condiții, circuitul optimizat al curentului de excitație are schema bloc reprezentată în figura 4.4.

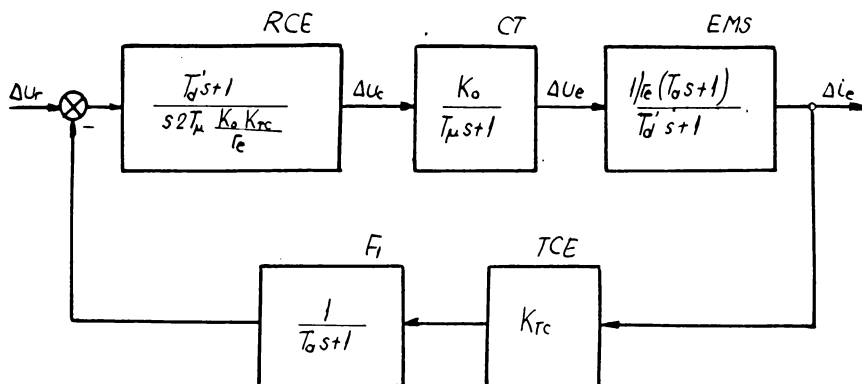


Fig.4.4. Schema bloc a circuitului de reglare a curentului de excitație al motorului sincron.

Funcția de transfer a mutatorului comandat CT este

[119]: 
$$Y_{CT}(s) = \frac{K_o}{T_\mu s + 1} \quad , \quad (4.27)$$

unde 
$$K_o = \frac{\Delta U_e}{\Delta U_c} \quad (4.28)$$

este coeficientul de transfer al mutatorului comandat.

Filtrul  $F_1$  introdus pe calea de reacție compensează constanta de timp  $T_o$  a excitației motorului sincron EMS (zeroul funcției de transfer).

Traductorul curentului de excitație are coeficientul de transfer

$$K_{TC} = \frac{\Delta U_{TC}}{\Delta I_e} \quad , \quad (4.29)$$

Pentru realizarea funcției de transfer a circuitului deschis de forma (4.26), este necesar ca regulatorul curentului de excitație RCE să fie de tip PI, avînd funcția de transfer:

$$Y_{RCE}(s) = \frac{T_d' s + 1}{s^2 T_\mu \frac{K_o K_{TC}}{r_e}} \quad (4.30)$$

Funcția de transfer a circuitului închis optimizat al curentului de excitație este [6]:

$$Y_{ICE}(s) = \frac{Y_{cd}(s)}{1 + Y_{cd}(s)Y_{cr}(s)} \quad ,$$



unde  $Y_{cd}(s)$  este funcția de transfer a căii directe, formată din elementele RCE, CT și EMS, iar  $Y_{cr}(s)$  este funcția de transfer a legăturii de reacție, formată din elementele  $F_1$  și TC (fig.4.4). Înlocuind, se obține:

$$Y_{ice}(s) = \frac{Y_{RCE}(s) \cdot Y_{CT}(s) \cdot Y_{EMS}(s)}{1 + Y_{RCE}(s) Y_{CT}(s) Y_{EMS}(s) Y_{F_1}(s) Y_{TCE}(s)} = \frac{T_e s + 1}{K_{TC} (2T_{j1}^2 s + 2T_{j1} s + 1)} \quad (4.31)$$

Schema bloc a circuitului de reglare a curentului reactiv este reprezentată în figura 4.5, unde s-au folosit notațiile:

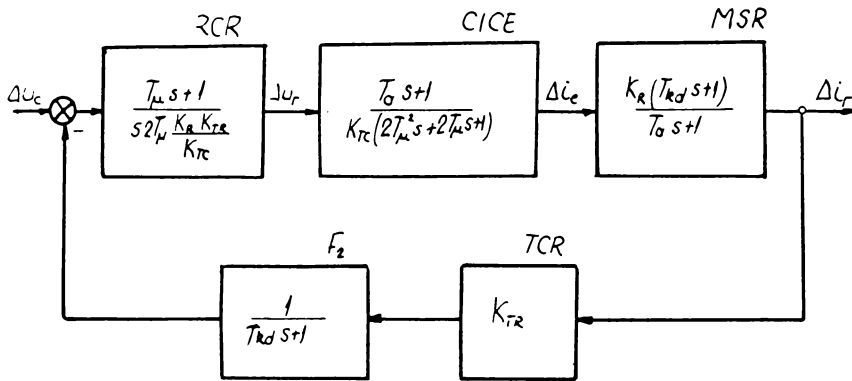


Fig.4.5. Schema bloc a circuitului de reglare a curentului reactiv.

- RCR - regulatorul curentului reactiv;
- CICE - circuitul închis optimizat al curentului de excitație;
- MSR - blocul funcțional al motorului sincron corespunzător producerii curentului reactiv;
- $F_2$  - filtru;
- TCR - traductor de curent reactiv.

Compensarea zeroului funcției de transfer a MSR se face prin introducerea filtrului  $F_2$ , avînd constanta de timp  $T_{kd}$ .

Pentru asigurarea și în circuitul de reglare a curentului reactiv un răspuns rapid, ca și în circuitul curentului de excitație, regulatorul curentului reactiv va fi tot de tip PI,

cu funcția de transfer:

$$Y_{RCR}(s) = \frac{T_M s + 1}{s^2 \frac{T_M}{K_{TC}} \frac{K_R K_{TR}}{K_{TC}}} \quad (4.32)$$

Astfel, funcția de transfer a circuitului deschis a curentului reactiv rezultă:

$$Y_{dCR}(s) = Y_{RCR}(s) \cdot Y_{iCE}(s) \cdot Y_{MSR}(s) \cdot Y_{TCR}(s) \cdot Y_{F_2}(s) =$$

$$= \frac{T_M s + 1}{2T_M s (2T_M^2 s^2 + 2T_M s + 1)} \quad (4.33)$$

Aproximînd  $2T_M^2 s^2 + 2T_M s + 1 \approx (T_M s + 1)^2$ , funcția de transfer a circuitului deschis al curentului reactiv dată de relația (4.33) este egală cu cea dată de relația (4.26), deci și circuitul curentului reactiv este în acest fel optimizat.

În cele de mai sus ne-am referit la curentul reactiv al motorului sincron. Dacă admitem că tensiunea la barele de alimentare ale motorului este  $U_b = ct$ , atunci acestea sînt variabile și pentru puterea reactivă a motorului sincron.

La reglarea curentului de excitație a motorului sincron trebuie avut în vedere și limitările impuse acestuia de încălzire respectiv funcționare la  $\cos \varphi = 1$ , deja discutate anterior.

#### 4.4. Sisteme de reglare automată a excitației motorului sincron

În momentul de față, în industrie se utilizează mai multe sisteme de reglare automată a excitației motorului sincron, sisteme care diferă între ele prin criteriul de reglare ales. Astfel, se întîlnesc:

- reglarea automată a excitației pentru menținerea constantă a puterii reactive produsă de motorul sincron;
- reglarea excitației pentru menținerea constantă a factorului de putere al motorului;
- reglarea excitației pentru menținerea constantă a unghiului intern al motorului;
- reglarea excitației după curentul statoric al motorului;
- etc.

Aceste sisteme sînt analizate pe larg în literatură [44, 71, 129].

Alegerea unuia sau altuia din sistemele de reglare se face avînd în vedere scopul urmărit privind îmbunătățirea indicilor tehnico-economici ai acționării și ai rețelei electrice de alimentare a motorului.

Deoarece se încadrează în tematica prezentei lucrări, se prezintă în continuare două sisteme de reglare automată a excitației motorului sincron [138,140].

Astfel în figura 4.6. este prezentată schema bloc a reglării automate a excitației motorului sincron care asigură variația minimă a tensiunii  $U_b$  pe barele de alimentare ale stației. În schemă s-au folosit notațiile: MS motor sincron, TCRS- traductor de curent reactiv al motorului sincron, TCE- traductor de curent de excitație al motorului sincron, CT-convertizor cu tiristoare, RCE-regulatorul curentului de excitație, RCR- regulatorul curentului reactiv, BS-bloc de însumare,  $MA_1, MA_2, \dots, MA_n$  - motoare asincrone (sau alți consumatori),  $TCR_1$ - traductoare de curent reactiv. S-au mai notat pe schemă parametrii transformatorului T, ai liniei și parametrii echivalenței  $X_e$  și  $R_e$  ai liniei și transformatorului stației.

Conform cu relația (2.84), căderea de tensiune la barele stației este:

$$\Delta U_b = \sqrt{3} \cdot I_a \cdot R_e + \sqrt{3} \cdot I_r \cdot X_e \quad (4.34)$$

unde  $I_a = \sum_{i=1}^n I_{ai} + I_{as}$  este curentul activ al liniei, iar  $I_r = \sum_{i=1}^n I_{ri} + I_{rs}$  curentul reactiv. Punînd condiția ca  $\Delta U_b = 0$ , din relația (4.34) rezultă:

$$I_{rs} = - \sum_{i=1}^n I_{ri} - \frac{R_e}{X_e} \left( \sum_{i=1}^n I_{ai} + I_{as} \right) \quad (4.35)$$

În practică  $R_e < X_e$  și, ca urmare, ultimul termen se poate neglija, ceea ce conduce la:

$$I_{rs} \approx - \sum_{i=1}^n I_{ri} \quad (4.36)$$

relație care exprimă în practică condiția de variație minimă a tensiunii la barele stației. Se vede că aceasta corespunde și situației de compensare totală, adică de funcționare a liniei la  $\cos \varphi = 1$ , ceea ce conduce la un minim de pierderi pe linia de alimentare.

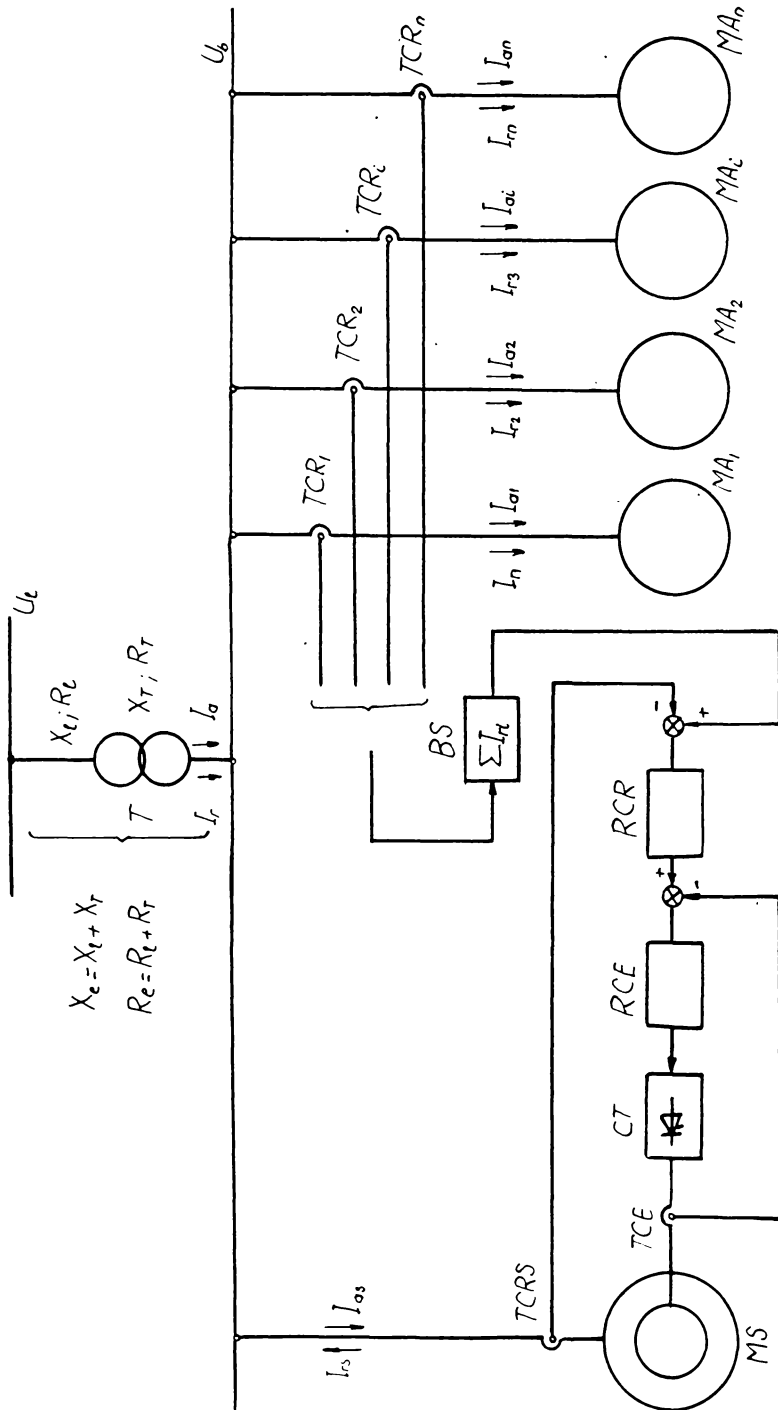


Fig.4.6. Schema bloc de reglare automată a excitației motorului sincron.

Pentru realizarea condiției (4.36), la intrarea regulatorului curentului reactiv RCR se aplică ca mărime de referință suma curenților reactivi ai celorlalți consumatori, obținută de la blocul de însumare BS. Regulatorul curentului de excitație RCE este subordonat regulatorului curentului reactiv, și ieșirea sa comandă convertizorul cu tiristoare CT care alimentează excitația motorului sincron.

Un astfel de sistem este optim în ceea ce privește pierderile pe linia de alimentare, dar nu are în vedere optumul la nivelul întregii stații.

În figura 4.7. se prezintă schema de principiu a reglării automate a excitației motoarelor sincrone care echipează compresoarele pentru aer de tip L25, L50 și L100 fabricate la I.C.M.Reșița.

Sistemul de reglare automată utilizat este un sistem discontinuu, în trei trepte, care asigură factor de putere unitar al motorului sincron la mers în gol, încărcat cu 50% din sarcina nominală și la sarcină nominală. Comanda automată este asigurată de un distribuitor pneumatic care comandă poziția microîntrerupătoarelor  $b_{11}$  și  $b_{12}$ , funcție de sarcină (presiunea de refulare a compresorului).

La funcționarea sincronă a motorului contactorul  $c_2$  este anclanșat, contactul său din circuitul 6 punând sub tensiune bobina releului  $d_5$ , care își închide contactul din circuitul 4. La mersul în gol al compresorului, microîntrerupătoarele  $b_{11}$  și  $b_{12}$  sînt închise de către distribuitorul pneumatic. Ca urmare, releele  $d_8$  și  $d_9$  sînt alimentate și, prin contactele lor normal închise din circuitele 3 și 5, întrerup alimentarea contactoarelor  $c_3$  și  $c_4$ . În circuitul de excitație al excitatoarei G este introdusă toată rezistența reostatului de excitație  $R_e$ , excitatoarea asigurînd motorului sincron curentul de excitație corespunzător factorului de putere unitar.

Dacă compresorul se încarcă, în momentul în care sarcina atinge 50%, distribuitorul pneumatic deschide microîntrerupătorul  $b_{12}$  și, prin intermediul releului  $d_9$ , contactorul  $C_4$  anclanșează, scurtcircuitînd o porțiune din reostatul de excitație  $R_e$ . Ca urmare, curentul de excitație crește pînă la valoarea la care se asigură din nou motorului sincron factor de putere unitar.

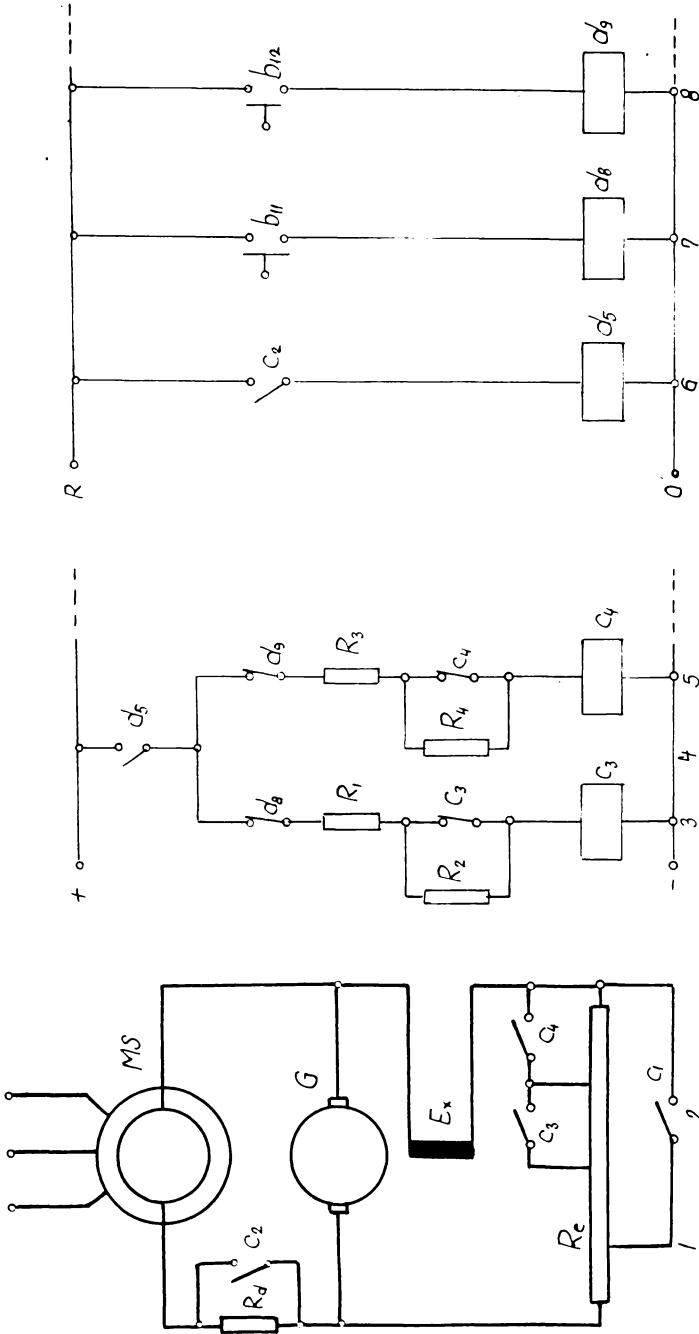


Fig.4.7. Schema de principiu a reglării automate a excitației la motoarele sincrone de acționare a compresoarelor de tip L.

Dacă sarcina compresorului ajunge la 100 % adică sarcina nominală, atunci se deschide și microîntrerupătorul  $b_{12}$ , iar contactorul  $c_3$  scurtcircuitează încă o porțiune a reostatului de excitație, stabilind curentul de excitație la valoarea corespunzătoare factorului de putere egal cu unu.

Sistemul descris prezintă avantajul simplității de realizare, însă este dezavantajos din punct de vedere economic, deoarece la valori intermediare ale sarcinii factorul de putere al motorului se abate de la valoarea optimă, fiind capacitiv sau inductiv, după cum sarcina motorului scade sau crește, datorită histerezisului sistemului electromecanic de comandă. Din acest motiv, este prevăzută și posibilitatea modificării manuale prin reostatul de excitație al curentului de excitație, în exploatare preferându-se acest sistem [136, 137, 138, 139] .

.

## 5. MODELAREA PRIN SIMILITUDINE A ACTIONARILOR ELECTRICE

### 5.1. Punerea problemei

Modelarea prin similitudine este procedeul folosit frecvent în cercetarea experimentală a proceselor ce au loc în sistemele fizice. Prin intermediul criteriilor de similitudine se realizează corespondența biunivocă între parametrii și mărimile modelului și cele ale sistemului original, astfel încât rezultatele experimentale obținute pe model în stare dinamică să fie valabile și pentru sistemul original, în aceleași condiții de funcționare. Modelarea se aplică atunci când este dificilă, sau uneori chiar imposibilă, experimentarea pe sistemul real.

În cadrul teoriei similitudinii se precizează [126] că este practic imposibil să se realizeze o similitudine completă, datorită existenței în sistemul original a mai multor fenomene interdependente, ce nu pot fi reproduse în întregime pe model. În aceste condiții, modelarea prin similitudine se realizează incomplet, urmărindu-se ca pe model să fie reproduse principalele stări și fenomene ce prezintă interes pentru sistemul original. Pentru sisteme fizice mai complexe, se recurge uneori la conceperea și realizarea mai multor modele, fiecare model asigurând studiul unei subclase de fenomene.

În cadrul operației de modelare prin similitudine sînt inevitabile și unele simplificări și aproximații, dar care se acceptă numai dacă nu conduc la erori inadmisibile de mari.

Sistemele electromecanice de acționare a mașinilor și instalațiilor industriale se pretează a fi studiate pe baza modelării prin similitudine fizică, adică prin realizarea unor modele la scară redusă și investigarea acestora în condiții de laborator. Partea centrală a acestor sisteme este motorul electric de acționare. Acesta poate fi considerat ca un sistem fizic în care au loc fenomene de natură electromagnetică, mecanoenergetică și termică, care au rol determinant în stabilirea condițiilor optime de funcționare. Deasemenea, motorul electric de acționare poate fi privit ca o parte componentă a unui sistem mai larg, sistemul de acționare care urmează a fi înlocuit cu un model similar. În toate cazurile drept punct de plecare se iau



ecuațiile care descriu fenomenele fizice care prezintă interes în modelarea problemei respective.

În literatura de specialitate nu se găsesc referiri la o astfel de problemă, pe care o considerăm deosebit de importantă în abordarea și soluționarea unor probleme practice.

În cele ce urmează ne propunem să stabilim criteriile de similitudine pentru motorul sincron cu poli aparenti, cu scopul modelării motoarelor sincrone reale dintr-o stație de compresoare prin motoare sincrone model de putere mult mai mică, care să permită studiul stației reale de compresoare pe un model de laborator.

### 5.2. Modelarea motorului sincron

Vom stabili criteriile de similitudine pentru motorul sincron luând în considerare cele trei subclase de fenomene fizice amintite deja: electromagnetice, mecanoenergetice și termice. Ecuatiile le vom scrie în formă restrânsă, cu scopul ca numărul parametrilor care intervin să fie minim. Ca urmare, criteriile de similitudine vor conține unii parametri globali, fără a considera componentele lor. Deasemenea, nu se fac referiri la repartiția spațială a mărimilor de stare ale câmpului electromagnetic și termic, motorul se consideră simetric, iar din punct de vedere termic se consideră un corp omogen.

În condițiile precizate, fenomenele electromagnetice sînt descrise de ecuațiile [33]:

- Pentru circuitul electric al statorului (o fază):

$$u_1 = R_1 i_1 + \frac{d\psi_1}{dt} \quad (5.1)$$

- Pentru circuitul electric al excitației:

$$U_e = R_e i_e + \frac{d\psi_e}{dt} \quad (5.2)$$

- Pentru circuitul înfășurării de amortizare (după axele d și q):

$$0 = R_d i_d + \frac{d\psi_d}{dt} \quad (5.3)$$

$$0 = R_q i_q + \frac{d\psi_q}{dt}$$

Fenomenele de natură mecanoenergetică sînt descrise de ecuația mișcării [24]:

$$\frac{J}{p} \frac{d^2\lambda}{dt^2} + D \frac{d\lambda}{dt} + C_{\max} \sin \lambda + \frac{p}{2} C_{\max} \sin 2\lambda = C_s \quad (5.4)$$

unde:

$J$  este momentul de inerție raportat la arborele motorului;

$C_s$ : cuplul rezistent;

$p$ : numărul de perechi de poli;

$\lambda$ : unghiul intern al motorului sincron;

$D = \frac{M_5}{15,7}$ ,  $M_5$  fiind cuplul asincron corespunzător alunecării  $s = 0,05$ , iar

$$C_{\max} \sin \lambda + \frac{2}{3} C_{\max} \sin 2\lambda = \frac{P_1 - \Delta P_1}{\Omega_1} \quad (5.5)$$

în care:  $P_1$  este puterea absorbită de motorul sincron de la rețea;

$\Delta P_1$ : pierderile în stator;

$\Omega_1$ : viteza unghiulară sincronă.

Regimul termic al motorului, considerat ca un corp omogen în care au loc pierderile  $\Delta P_1$  în stator și  $\Delta P_e$  în excitație, se studiază pe baza ecuației diferențiale a încălzirii [21]:

$$T_i \frac{d\theta}{dt} + \theta = \theta_{\max} \quad (5.6)$$

unde:  $\theta$  este încălzirea (supratemperatura) motorului;

$$\theta_{\max} = \frac{\Delta P_1 + \Delta P_e}{\alpha_r S_r} - \text{încălzirea maximă (de regim);}$$

$$T_i = \frac{cm}{\alpha_r S_r} - \text{constanta de timp a încălzirii, considerată aceeași cu constanta de timp a răcirii;}$$

$\alpha_r$ : coeficientul de transmisie termică globală a căldurii;

$S_r$ : suprafața exterioară de cedare a căldurii.

Mărimile și parametrii care intervin în ecuațiile (5.1), (5.2), (5.3), (5.4), (5.5), (5.6) sînt:

$$(5.1) \quad u_1, R_1, i_1, \psi_1, t;$$

$$(5.2) \quad U_e, R_e, i_e, \psi_e, t;$$

$$(5.3) \quad R_d, i_d, \psi_d, t;$$

$$R_q, i_q, \psi_q, t;$$

$$(5.4) \quad J, \lambda, t, D, C_{\max}, C_s;$$

$$(5.5) C_{\max, \mathcal{L}}, P_1, \Delta P_1, \Omega_1;$$

$$(5.6.) T_i, \theta, t, \theta_{\max}$$

Parametrii  $p$  și  $\xi$  fiind adimensionali și legați direct de alte mărimi ( $\Omega_1$  și  $I_e$ ) nu au fost luați în considerație. În total numărul mărimilor și parametrilor este  $m=26$ , dintre care numai  $m'=12$  sînt de natură diferită, în sensul că au dimensiuni distincte.

Pe baza teoremei  $\tilde{N}$  [124,126], numărul criteriilor de similitudine este:

$$n_s = m - k, \quad (5.7)$$

unde  $k$  este numărul parametrilor independenți (a căror valori se pot alege arbitrar). Pentru determinarea lui  $k$ , se scriu mai întii relațiile dimensionale în sistemul de unități SI ale celor  $m'$  mărimi.

Aceste relații dimensionale sînt:

$$\begin{aligned} [u_1] &= L^2 M^1 T^{-3} I^{-1} R^0 K^0; \\ [R_1] &= L^2 M^1 T^{-3} I^{-2} R^0 K^0; \\ [i_1] &= L^0 M^0 T^0 I^1 R^0 K^0; \\ [\psi_1] &= L^2 M^1 T^{-2} I^{-1} R^0 K^0; \\ [t] &= L^0 M^0 T^1 I^0 R^0 K^0; \\ [J] &= L^2 M^1 T^0 I^0 R^{-2} K^0; \\ [\mathcal{L}] &= L^0 M^0 T^0 I^0 R^1 K^0; \\ [D] &= L^2 M^1 T^{-1} I^0 R^{-2} K^0; \\ [C_{\max}] &= L^2 M^1 T^{-2} I^0 R^{-1} K^0; \\ [P_1] &= L^2 M^1 T^{-3} I^0 R^0 K^0; \\ [\Omega_1] &= L^0 M^0 T^{-1} I^0 R^1 K^0 \\ [\theta] &= L^0 M^0 T^0 I^0 R^0 K^1 \end{aligned} \quad (5.8)$$

unde  $R$  este unitatea radian pentru unghi iar  $K$  este unitatea pentru temperatura absolută (grad Kelvin). Prin logaritmare se obține un sistem de ecuații liniare, cu următoarea matrice a coeficienților (puterile dimensiunilor fundamentale):

$$\begin{bmatrix} 2 & 1 & -3 & -1 & 0 & 0 \\ 2 & 1 & -3 & -2 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 2 & 1 & -2 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 2 & 1 & 0 & 0 & -2 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 2 & 1 & -1 & 0 & -2 & 0 \\ 2 & 1 & -2 & 0 & -1 & 0 \\ 2 & 1 & -3 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (5.9)$$

Numărul  $k$  al mărimilor independente este egal cu ordinul celui mai superior determinant conținut de matricea coeficienților. Rezultă  $k = 5$ .

Deci, numărul criteriilor de similitudine este:

$$n_s = 26 - 5 = 21,$$

iar formele posibile de scriere a acestora, rezultate din considerarea tuturor combinațiilor posibile privind alegerea din cele 26 de mărimi și parametri a celor  $k=5$  mărimi independente, este:

$$C_{21}^5 = 20349.$$

Se observă, deasemenea, că nu este necesară scrierea relațiilor dimensionale pentru cele  $m=26$  mărimi și parametri, deoarece mărimile și parametrii de aceeași natură au aceleași dimensiuni. Ca urmare, este suficientă scrierea acestor relații numai pentru cele  $m' = 12$  mărimi și parametri.

Se aleg ca mărimi independente:  $u_1, R_e, t, C_{\max}$  și  $\theta$ , cu care se obțin următoarele criterii de similitudine (rapoarte adimensionale):

$$\begin{aligned} \pi_1 &= \frac{R_1}{R_e} & ; & & \pi_2 &= \frac{u_1}{U_e} & ; & & \pi_3 &= \frac{i_e R_e}{u_1} & ; & & \pi_4 &= \frac{i_1 R_1}{u_1} & ; \\ \pi_5 &= \frac{J u_1^2}{C_{\max}^2 \cdot R_1 \cdot t} & ; & & \pi_6 &= \frac{\theta_{\max}}{\theta} & ; & & \pi_7 &= \frac{\Delta P_1 \cdot R_1}{u_1^2} & ; \\ \pi_8 &= \frac{i_e^2 R_e}{P_1} & ; & & \pi_9 &= \frac{t}{t} & ; & & \pi_{10} &= \frac{\rho_1 C_{\max} R_1}{u_1^2} & ; \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} \tilde{\pi}_{11} &= \frac{u_1 i_1}{U_e i_e} ; & \tilde{\pi}_{12} &= \frac{C_s}{u_1 i_1 t} ; & \tilde{\pi}_{13} &= \frac{R_d}{R_e} ; \\ \tilde{\pi}_{14} &= \frac{R_g}{R_e} ; & \tilde{\pi}_{15} &= \frac{i_d^2 R_d}{U_e R_e} ; & \tilde{\pi}_{16} &= \frac{i_g^2 R_g}{U_e R_e} ; \\ \tilde{\pi}_{17} &= \frac{D \Omega_1}{C_{\max}} ; & \tilde{\pi}_{18} &= \frac{\psi_2}{u_1 t} ; & \tilde{\pi}_{19} &= \frac{\psi_1}{i_1 R_1 t} ; & \tilde{\pi}_{20} &= \frac{\psi_e}{i_e R_e t} ; & \tilde{\pi}_{21} &= \frac{\psi_d}{u_1 t} \end{aligned} \quad (5.10)$$

Rapoartele care reprezintă criteriile de similitudine s-au format avînd în vedere că fiecare trebuie să conțină cel puțin una din mărimile alese ca independente, și o combinație de mărimi alese dintre cele  $m-k=21$ , astfel ca raportul care reprezintă criteriul de similitudine să rezulte adimensional, iar în criteriile de similitudine să fie cuprinse toate mărimile.

Similitudinea între motorul sincron original și modelul său este asigurată de condiția:

$$\tilde{\pi}_j = \text{idem} \quad (j = 1, 2, \dots, 21). \quad (5.11)$$

În criteriile de similitudine (5.10) unele mărimi și parametri sînt funcții neliniare de curent sau de unghiul de rotație. Ca urmare, la criteriile de mai sus trebuie adăugate și criterii suplimentare [126].

#### Interpretarea criteriilor de similitudine

1. Criteriul  $\tilde{\pi}_{17}$  arată că, în condițiile alimentării modelului tot de la rețeaua de frecvență industrială, viteza unghiulară sincronă  $\Omega_1$  fiind aceeași, raportul  $D/C_{\max}$  trebuie să fie același la model ca și la original.

2. În mod inevitabil, constanta de timp a încălzirii  $T_i$  la model va fi mai mică decît la original. Aceasta conduce, conform criteriului  $\tilde{\pi}_9$ , la schimbarea scării timpului pentru model.

3. Rezistențele electrice la model sînt, datorită secțiunii conductoarelor, mai mari decît la original, iar inductivitățile mai mici, ceea ce conduce inevitabil la concluzia că la model constantele electromagnetice sînt mai mici decît la original, ceea ce, conform criteriilor  $\tilde{\pi}_{19}$  și  $\tilde{\pi}_{20}$ , conduce la aceeași concluzie: necesitatea schimbării scării timpului.

4. Dacă se păstrează, în cazul modelării motoarelor de joasă tensiune, pentru model aceeași tensiune  $u_1$  ca și pentru original, conform criteriului  $\tilde{\pi}_4$  curentul absorbit de motor  $i_1$

trebuie să scadă în raportul în care a crescut rezistența  $R_1$  a modelului față de original.

5. Conform criteriului  $\tilde{\pi}_{10}$ , dacă  $u_1$  și  $\Omega_1$  sînt aceleași la model și la original, cuplul maxim trebuie să scadă la model în raportul în care crește rezistența.

6. Criteriul  $\tilde{\pi}_{11}$  arată că raportul între puterea aparentă și puterea de excitație trebuie să fie același la model și la original.

7. Criteriul  $\tilde{\pi}_5$  permite determinarea momentului de inerție la model.

8. Încălzirea și încălzirea maximă trebuie să fie în același raport la model și la original (criteriul  $\tilde{\pi}_6$ ).

Analizarea și a celorlalte criterii de similitudine permite aprecierea cantitativă și a rapoartelor în care trebuie să se găsească și celelalte mărimi care caracterizează constructiv modelul și originalul. Deoarece aceste mărimi nu intervin în caracterizarea motorului sincron din punct de vedere al funcționării în cadrul sistemului de acționare studiat, nu se mai analizează aici.

Din cele arătate mai sus rezultă că, cel puțin teoretic, este posibilă modelarea simultană prin similitudine fizică a fenomenelor electromagnetice, mecanoenergetice și termice ce au loc în motorul sincron folosit în sistemele de acționare electrică.

Practic însă este dificil să se respecte egalitatea simultană a tuturor criteriilor de similitudine corespunzătoare acestor fenomene, ceea ce conduce la necesitatea modelării parțiale numai a acelor fenomene care prezintă interes în problema de rezolvat.

Pornind de la cele arătate mai sus, s-a realizat de către autor un model al unui motor sincron, care va fi prezentat în capitolul următor.

## 6. MODELUL EXPERIMENTAL AL SISTEMULUI DE ACTIONARE AL UNEI STAȚII DE COMPRESOARE

### 6.1. Punerea problemei

În întreprinderile industriale necesarul de aer comprimat utilizat în procesele tehnologice este asigurat în prezent de către compresoarele pentru aer cu piston. Acestea funcționează grupate în stații de compresoare, amplasate de regulă în centrele de greutate ale rețelei de distribuție. În întreprinderile miniere în special, unde consumul de aer comprimat este mare, în stațiile de compresoare funcționează obișnuit 2-5 agregate simultan, iar în aceeași întreprindere se găsesc amplasate mai multe stații. Frecvent, stațiile de compresoare din întreprinderile miniere sînt unități energetice distincte, amplasate în locuri izolate și alimentate de la sistemul energetic prin linii electrice de lungime însemnată. În multe din aceste stații funcționează alături de compresoarele pentru aer cu piston, acționate de motoare sincrone, și alte utilaje (pompe, ventilatoare, mașini de extracție, etc.), acționate cu motoare asincrone.

În momentul de față, la noi în țară se utilizează aproape în exclusivitate compresoarele pentru aer fabricate la I.C.M. Reșița, de tip LV15, 2V30 și 3V45 (seria veche de fabricație) și L25, L50 și L100 (seria nouă de fabricație). Parametrii acestor compresoare și ai motoarelor sincrone care le acționează sînt dați în anexă.

La toate aceste tipuri de compresoare, excitația motorului sincron se alimentează fie de la un generator de curent continuu (excitatoare), acționat individual sau de la arborele motorului sincron, fie de la un redresor trifazat prevăzut cu prize pe transformator.

În condițiile în care economisirea energiei electrice reprezintă un deziderat major al economiei naționale, optimizarea regimului de funcționare al motoarelor sincrone de acționare ale compresoarelor pentru aer, în sensul reducerii pierderilor de energie, este deosebit de actuală. Dar sistemul actual de alimentare al excitației, precum și necesitatea funcționării neîntrerupte a stațiilor de compresoare reale, fac deosebit de dificilă sau chiar imposibilă experimentarea într-o stație reală.

Aceasta a condus la necesitatea realizării în laborator a unui model experimental al unei stații de compresoare, pe care să se poată experimenta metodele de optimizare propuse și un sistem de reglare automată a excitației motoarelor sincrone original, avînd la bază aceleași metode.

## 6.2. Schema bloc a modelului experimental

La elaborarea schemei modelului experimental s-a avut în vedere o stație reală de compresoare [139], care a fost studiată îndeaproape în cadrul unui contract de cercetare. În această stație erau în funcțiune la data efectuării măsurărilor următoarele utilaje:

- compresor 2V3o (motor sincron  $P_N = 200$  kW)
- compresor 2V3o (motor sincron  $P_N = 200$  kW)
- pompă tip JIUL (motor asincron  $P_N = 55$  kW)
- compresor tip EC-1o (motor asincron  $P_N = 75$  kW)

Dealtfel, această stație a fost studiată, sub aspectul minimalizării pierderilor de energie prin repartizarea optimă a puterii reactive, în cadrul capitolului 3. Din acest motiv, nu se mai indică aici parametrii nominali și de funcționare ai utilajelor și motoarelor electrice, aceștia fiind dați în capitolul 3. În același capitol s-a indicat metoda de calcul a puterii reactive pe care trebuie să o asigure fiecare motor sincron pentru ca pierderile pe ansamblul stației să fie minime, calculul făcîndu-se în ipoteza că puterea reactivă totală care trebuie repartizată motoarelor sincrone  $Q_t = \text{const.}$  Ori, în practică aceasta corespunde unor intervale de timp destul de scurte. Prin conectarea și deconectarea unor utilaje de la rețea, prin variația încărcării acestora, se modifică în limite largi și puterea reactivă care trebuie repartizată motoarelor sincrone, ceea ce face ca, la schimbări frecvente ale puterii reactive, personalul de deservire să nu mai poată interveni în timp util asupra excitației motoarelor sincrone.

Prin urmare, pornind de la aceste considerente, s-a conceput un sistem original de reglare automată a excitației motoarelor sincrone, care are la bază metodele de optimizare prezentate în capitolul 3. Acest sistem a fost realizat în întregime de către autor, și aplicat modelului experimental a cărui schemă bloc este prezentată în figura 6.1.



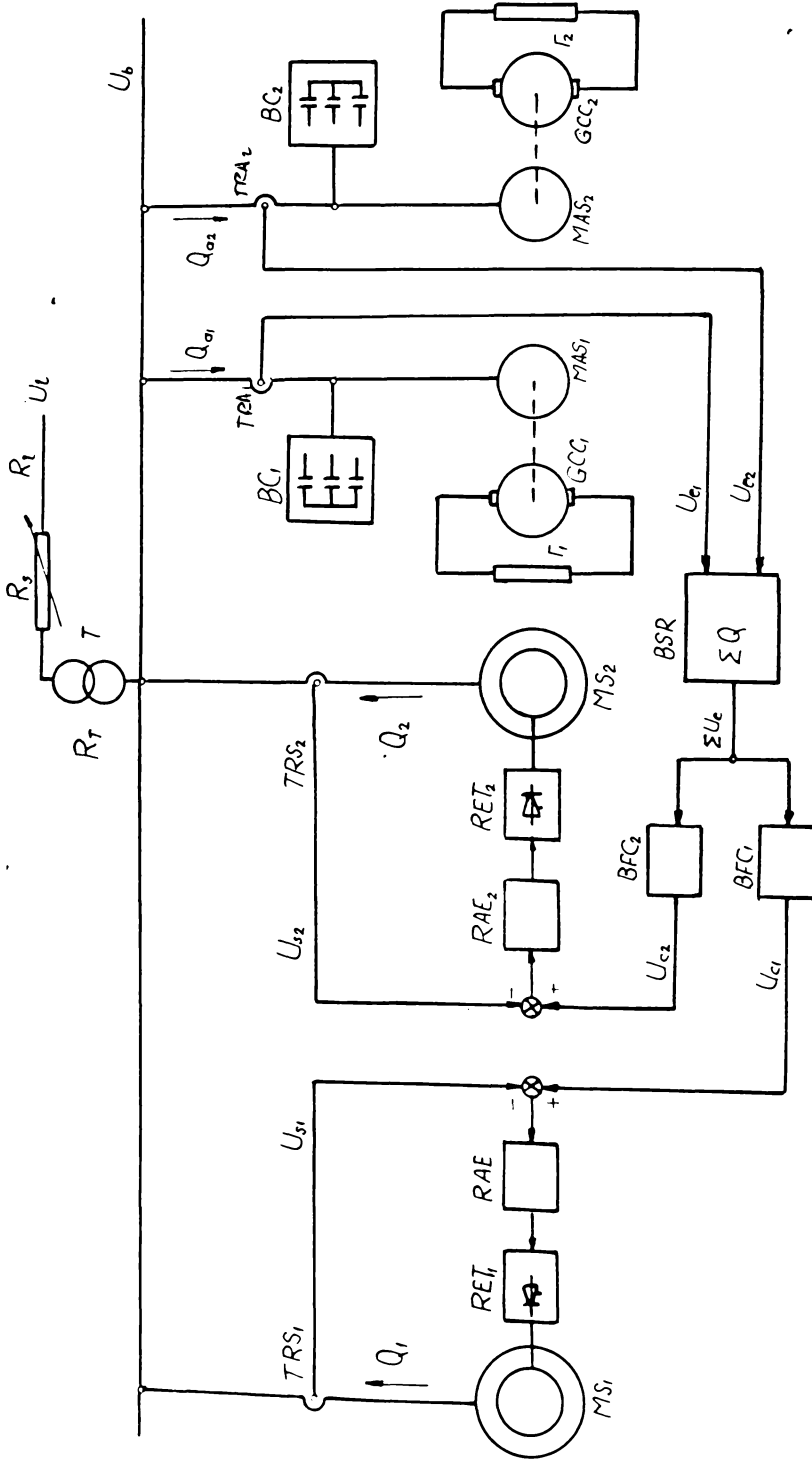


Fig.6.1. Schma bloc a modelului experimental al stației de compresoare.

Modelul experimental constă din două motoare sincrone  $MS_1$  și  $MS_2$ , care modelează motoarele sincrone reale, realizate deasemenea de către autor, și care vor fi prezentate la punctul 6.2. Acestea se alimentează de la sistemul de bare al stației prin tractoarele de putere reactivă  $TRS_1$  și  $TRS_2$ . Excitația motoarelor sincrone este asigurată de la redresoarele de excitație cu tiristoare  $RET_1$  și  $RET_2$ . Redresoarele de excitație sînt comandate de către sistemele de reglare automată a excitației  $RAE_1$  și  $RAE_2$ . La intrările de reacție ale acestora se aduc semnale în funcție de puterile reactive ale motoarelor sincrone de la tractoarele de putere reactivă  $TRS_1$  și  $TRS_2$ . La intrările de prescriere se aduc semnalele de la ieșirea blocurilor de comandă  $BFC_1$  și  $BFC_2$ .

În stație, denumire dată în continuare modelului experimental, funcționează și două motoare asincrone  $MAS_1$  și  $MAS_2$ . Acestea se alimentează de la barele stației prin tractoarele de putere reactivă  $TRA_1$  și  $TRA_2$ , care sînt identice cu tractoarele  $TRS_1$  și  $TRS_2$ , fiind realizate integral de către autor. Semnalele de la ieșirea tractoarelor  $TRA_1$  și  $TRA_2$  sînt însumate în blocul de însumare a puterii reactive  $BSR$ . Semnalul de la ieșirea acestui bloc, proporțional cu suma puterilor reactive a celor două motoare asincrone, este prelucrat de blocurile de formare a semnalelor de comandă  $BFC_1$  și  $BFC_2$ . Acestea au implementat relațiile de optimalitate stabilite în capitolul 3, atît pentru repartiția optimă a puterii reactive, cît și pentru cazul funcționării unui singur motor, cînd se determină pentru acesta puterea reactivă optimă, care asigură pierderi minime pe ansamblul stației.

Deoarece variația sarcinii motoarelor asincrone în limite largi conduce la variații mici a puterii reactive absorbite, pentru o mai largă posibilitate de experimentare s-au prevăzut bateriile de condensatoare  $BC_1$  și  $BC_2$ , legate la bornele motoarelor asincrone. Acestea sînt prevăzute cu modificare în trepte a capacității și deci și a puterii reactive.

Motoarele sincrone acționează fiecare cîte un compresor pentru aer cu piston. S-au utilizat în acest scop două compresoare pentru aer cu piston de pe autovehiculele de tip „Roman Diesel”, care au corespuns pe deplin necesităților cercetării, avînd următoarele caracteristici:

- Turația nominală: 750 rot/min
- Presiunea nominală de refulare:  $p_2 = 7 \text{ at} (68,67 \cdot 10^4 \text{ N/m}^2)$ ;
- Debitul:  $G = 2,887 \cdot 10^{-2} \text{ N/s}$ .

Cu aceste date, din relația (2.3) rezultă puterea necesară pentru acționare, considerînd compresia politropică:

$$P_p = \frac{n}{n-1} G \cdot p_1 v_1 \left[ \left( \frac{p_2}{p_1} \right)^{\frac{n-1}{n}} - 1 \right] =$$

$$= \frac{1,3}{1,3-1} 2,887 \cdot 10^{-2} \cdot 9,81 \cdot 10^4 \cdot 0,0788 \cdot \left[ \left( \frac{68,67 \cdot 10^4}{9,81 \cdot 10^4} \right)^{\frac{1,3-1}{1,3}} - 1 \right] = 548 \text{ W,}$$

cu:  $n = 1,3$   
 $p_1 = 9,81 \cdot 10^4 \text{ N/m}^2$   
 $v_1 = 0,0788 \text{ m}^3/\text{N}$ .

Experimental s-au determinat, prin acționare în gol, pierderile mecanice în compresor:

$$P_c = 420 \text{ W}$$

Ca urmare, s-a considerat pentru motorul sincron model puterea nominală:

$$P_N = 1000 \text{ W,}$$

adică 1/200 din puterea motorului sincron real ( $P_N = 200 \text{ kW}$ ).

Compresorul real are parametrii: Tip: 2V-30;

- Turația nominală: 300 rot/min;
- Presiunea nominală de refulare:  $p_2 = 7 \text{ at} (68,67 \cdot 10^4 \text{ N/m}^2)$ ;
- Debitul nominal:  $30 \text{ m}^3/\text{min}$  ( $G = 6,341 \text{ N/s}$ ).

Se observă că raportul debitelor celor două compresoare (cel real  $G_r$  și al modelului  $G_m$ ) este:

$$\frac{G_m}{G_r} = \frac{2,887 \cdot 10^{-2}}{6,341} = 0,0045,$$

adică foarte apropiat de raportul puterilor nominale ale motoarelor sincrone ( $1/200 = 0,005$ ).

Pentru modelarea pompelor din stație, caracterizate prin aceea că absorb o putere constantă în timp, s-au utilizat două generatoare de curent continuu  $G_{CC1}$  și  $G_{CC2}$ , care debitează pe rezistențele  $r_1$  și  $r_2$ . Excitațiile separate ale generatoarelor, ale căror circuite nu sînt reprezentate în figura 6.1, sînt alimentate cu tensiune continuă variabilă, permițînd astfel va-

rierea în limite largi a sarcinii motoarelor asincrone.

Stația model este alimentată fie direct, fie prin transformatorul T, avînd rapoart de transformare 1/1, pentru a simula transformatorul din stația reală (v.cap.3), avînd puterea aparentă nominală  $S_N = 5$  kVA și rezistența echivalentă  $R_T = 0,9 \Omega$ . Linia de alimentare este constituită dintr-un cablu trifazat de lungime  $l = 20$  m și secțiune  $s = 4$  mm<sup>2</sup>, avînd  $R_l = 0,0895 \Omega$ . Pentru a simula linii de lungime mai mare, s-au înseriat cu cablul pe fiecare fază rezistențele suplimentare  $R_s$ , astfel că rezistența totală este

$$R = R_T + R_l + R_s = 0,9895 + R_s$$

### 6.3. Motoarele sincrone

Pentru proiectarea și realizarea motoarelor sincrone model s-au avut în vedere următoarele elemente:

- motoarele sincrone realizate să modeleze, conform celor arătate în capitolul 5, cît mai complet motoarele sincrone reale;

- realizarea fizică a motoarelor model să fie posibilă, utilizînd cît mai multe elemente constructive de la motoare electrice realizate industrial, pentru a nu crește exagerat prețul de cost al acestora.

Se face aici precizarea că astfel de motoare sincrone, nu s-au putut procura, deoarece industria nu le produce.

Ca elemente mecanice constructive a motoarelor sincrone s-au utilizat carcasa, scuturile și arborele de la motoarele asincrone cu inele de tip ASM-132 Ma-8, avînd puterea nominală 4 kW și turația sincronă 750 rot/min. Diferența mare între puterea nominală a acestuia și cea a modelului realizat se justifică prin necesitatea obținerii de valori ale parametrilor modelului care să conducă la o respectare cît mai bună a criteriilor de similitudine determinate anterior. Tot de la motorul asincron s-a utilizat și pachetul de tole statoric, deși aceasta a creat dificultăți deosebite atît la proiectare, execuție și respectarea cu aproximație a unor criterii de similitudine. S-a preferat această soluție deoarece proiectarea completă a circuitului magnetic a condus la dimensiuni ale acestuia care necesitau ștanță specială, nestandardizată, imposibilitatea utilizării celorlalte elemente constructive, și în final la

imposibilitatea realizării motorului sincron.

Rotorul motorului sincron s-a realizat prin turnare din oțel cu conținut redus de carbon; construcția rotorului este arătată în figura 6.2.

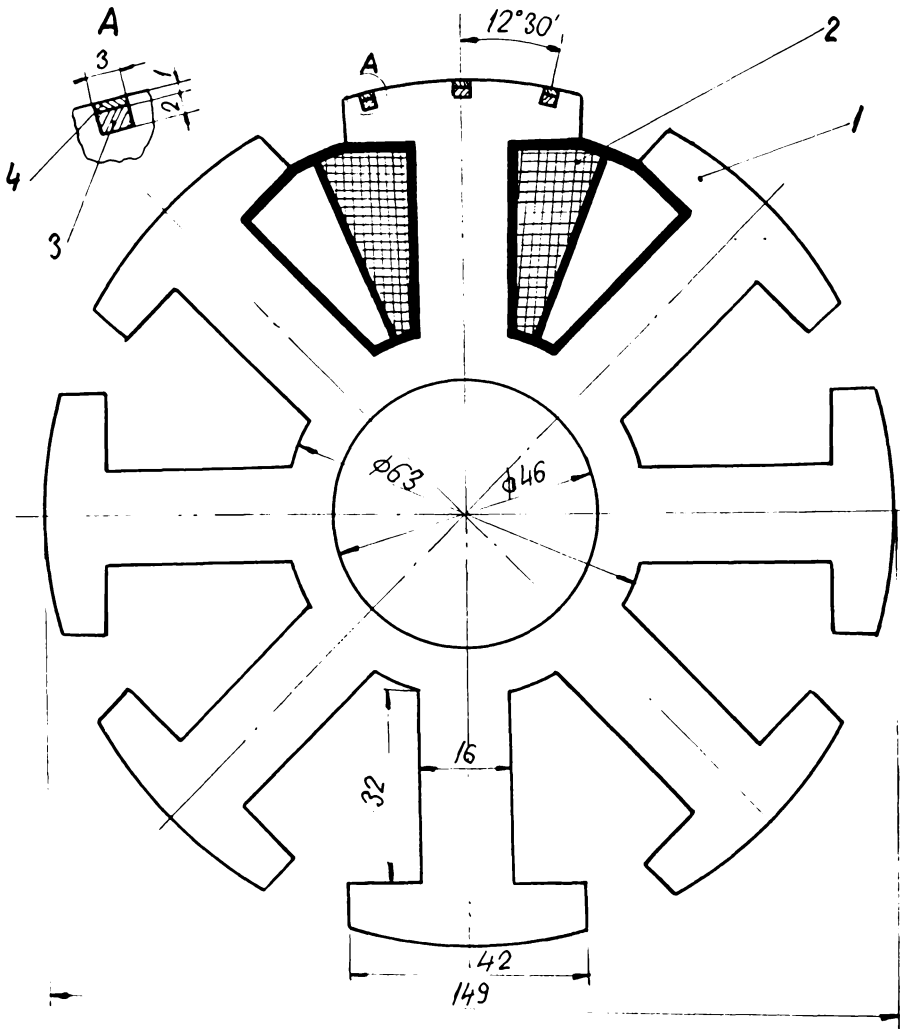


Fig.6.2. Schița constructivă a rotorului motorului sincron: 1-rotorul propriu-zis; 2-bobinaj de excitație; 3-bară din cupru; 4-placă de oțel pentru închiderea creștăturii.

Bobinajul de excitație s-a realizat prin bobinare d rectă pe poli. Pentru pornire rotorul s-a prevăzut cu coliv

de pornire avînd 24 bare din cupru de secțiune 3x2 mm.

Datele nominale ale motorului sincron model sînt următoarele:

Puterea nominală la arbore:

$$P_N = 1 \text{ kW}$$

Tensiunea nominală de linie:

$$U_{1N} = 380 \text{ V}$$

Curentul nominal:

$$I_{1N} = 2,71 \text{ A}$$

Factor de putere nominal:

$$\cos \varphi_N = 0,8 \text{ cap}$$

Frecvența nominală:

$$f_N = 50 \text{ Hz}$$

Curent de excitație nominal

$$I_{eN} = 1,25 \text{ A}$$

Tensiunea de excitație nominală:

$$U_{eN} = 100 \text{ V}$$

Randamentul nominal:

$$\eta_N = 0,7$$

Supraîncărcarea statică:

$$\frac{C_{\max}}{C_N} = 2,3$$

Cuplul de pornire:

$$\frac{C_p}{C_N} = 1,5$$

Curentul de pornire:

$$\frac{I_p}{I_N} = 5$$

Cuplul de intrare în sincronism:

$$C_i = 0,8 C_N$$

Turația nominală:

$$n_N = 750 \text{ rot/min}$$

Conexiune: Y.

Datele constructive ale motorului sincron sînt prezentate în anexa 2.

După execuție, cele două motoare sincrone model au fost încercate pe stand, în vederea determinării caracteristicilor funcționale și a respectării criteriilor de similitudine.

Pentru o privire de ansamblu asupra similitudinii între model și motorul sincron original, se prezintă tabelul 6.1, unde s-au concentrat parametrii care intervin în scrierea criteriilor de similitudine pentru cele două motoare. Din lipsa unor date pentru motorul real nu s-au putut determina  $\psi_d, \psi_q, i_d, i_q, \psi_e$ ; ca urmare, criteriile în care intervin aceste mărimi nu au putut fi calculate. Dealtfel, aceste criterii conținând date referitoare la colivia de pornire intervin în procesele de pornire și de amortizare a oscilațiilor rotorului, și deci, în problema abordată în această lucrare nu prezintă un interes deosebit.

Tabelul 6.1.

Parametrul	Motor sincron $P_N = 200 \text{ kW}$	Motor sincron $P_N = 1 \text{ kW (model)}$
$R_1$ [ $\Omega$ ]	0,0228	7,163
$R_e$ [ $\Omega$ ]	0,293	85,89
$U_{lf}$ [V]	220	220
$U_e$ [V]	51	75,6
$I_e$ [A]	182	0,88
$I_1$ [A]	369	1,5
$J$ [ $\text{kg m}^2$ ]	112,5	0,056
$C_{max}$ [Nm]	15925	32
$\theta_{max}$ [ $^\circ\text{C}$ ]	100	80
$\theta$ [ $^\circ\text{C}$ ]	80	59
$\Delta P_1$ [W]	9313	48,35
$P_1$ [W]	220000	900
$T_1$ [s]	5800	2300
$\Omega_1$ [rad/s]	31,4	78,5
$\lambda$ [rad]	0,38	0,44
$D$ [Nm/s/rad]	250	0,24
$C_s$ [Nm]	5150	8

Mărimile centralizate în tabelul 6.1 au fost obținute în cea mai mare parte prin măsurători directe asupra celor două motoare sincrone, aflate în funcțiune la un regim de funcționare apropiat de cel nominal. Unele dintre mărimi au fost calculate cu relații cunoscute, pe baza mărimilor măsurate, iar pentru  $T_i$  a motorului sincron real s-a folosit o valoare indicată în [3]. Pentru  $C_g$  s-a folosit valoarea medie a acestuia.

Deoarece realizarea modelului motorului sincron s-a făcut utilizînd elemente constructive de la un motor asincron, adică miezul magnetic statoric, arborele și carcasa, nu a fost posibil calculul parametrilor modelului pornind de la parametrii motorului real, pe baza criteriilor de similitudine, procedîndu-se invers: s-a proiectat modelul, avîndu-se în vedere pe cît a fost posibil, obținerea parametrilor rezultați din criteriile de similitudine, iar în final, prin formarea criteriilor de similitudine, s-a verificat similitudinea dintre model și motorul sincron real.

Cu aceste precizări pe baza datelor din tabelul 6.1 s-au calculat criteriile de similitudine, care sînt redate centralizat în tabelul 6.2. Pentru model s-a schimbat scara timpului, astfel că timpul pentru model  $t_m$  este:

$$t_m = \frac{t}{K_t}, \quad (6.1)$$

unde  $t$  este timpul real, [s], iar  $K_t$  este scara timpului, dedusă din criteriul  $\tilde{\pi}_9$ , și egală cu raportul celor două constante de timp ale încălzirii, a motorului real  $T_{ir}$  și a modelului  $T_{im}$ :

$$K_t = \frac{T_{ir}}{T_{im}} = \frac{5800}{2300} = 2,52$$

Analizînd datele prezentate în tabelul 6.2, se observă că criteriile de similitudine:

Tabelul 6.2.

Criteriul	Motor sincron $P_N = 200 \text{ kW}$	Motor sincron $P_N = 1 \text{ kW (model)}$
1	2	3
$\tilde{\pi}_1 = \frac{R_1}{R_e}$	0,078	0,083
$\tilde{\pi}_2 = \frac{U_{1f}}{U_e}$	4,3	2,91
$\tilde{\pi}_3 = \frac{I_e R_e}{U_{1f}}$	0,242	0,343



1	2	3
$\tilde{\pi}_4 = \frac{I_1 R_1}{U_{1f}}$	0,04	0,048
$\tilde{\pi}_5 = \frac{J \cdot U_{1f}^2}{C_{\max} \cdot R_1 \cdot t}$	$\frac{0,941}{t}$	$\frac{0,369}{t_m} = \frac{0,93}{t}$
$\tilde{\pi}_6 = \frac{\theta_{\max}}{\theta}$	1,25	1,35
$\tilde{\pi}_7 = \frac{\Delta P_1 R_1}{U_{1f}^2}$	0,0045	0,007
$\tilde{\pi}_8 = \frac{I_e^2 R_e}{P_1}$	0,044	0,07
$\tilde{\pi}_9 = \frac{T_i}{t}$	$\frac{5800}{t}$	$\frac{2300}{t_m} = \frac{5800}{t}$
$\tilde{\pi}_{10} = \frac{\Omega_1 C_{\max} R_1}{U_{1f}^2}$	0,24	0,35
$\tilde{\pi}_{11} = \frac{U_1 I_1}{U_e I_e}$	8,7	5
$\tilde{\pi}_{12} = \frac{C_a \cdot \lambda}{U_1 I_1 t}$	$\frac{0,024}{t}$	$\frac{0,01}{t_m} = \frac{0,025}{t}$
$\tilde{\pi}_{17} = \frac{D R_1}{C_{\max}}$	0,49	0,58

$\tilde{\pi}_1, \tilde{\pi}_4, \tilde{\pi}_5, \tilde{\pi}_6, \tilde{\pi}_9$  și  $\tilde{\pi}_{12}$  sînt respectate cu o precizie foarte bună, iar criteriile  $\tilde{\pi}_2, \tilde{\pi}_3, \tilde{\pi}_{10}$  și  $\tilde{\pi}_{17}$  au abateri cuprinse între circa 15% și 30%. Pentru criteriile  $\tilde{\pi}_7, \tilde{\pi}_8$  abaterile sînt de 35%, iar cea mai mare abatere, de 42% o prezintă criteriul  $\tilde{\pi}_{11}$ . Urmărind cu atenție criteriile care prezintă abateri mai mari, se observă că acestea cuprind de regulă grupări de mărimi care exprimă pierderile în excitație ( $\tilde{\pi}_8$ ) și pierderile în stator ( $\tilde{\pi}_7$ ). Cum aceste pierderi sînt mai mari la model (care are randamentul 0,70 față de 0,85 al motorului real), rezultă că s-ar fi îmbunătățit similitudinea prin realizarea modelului cu pierderi mai mici în stator și excitație. Aceasta se putea realiza dacă s-ar fi mărit diametrul mașinii, ceea ce însă ar fi condus la creșterea momentului de inerție,

și deci la afectarea altor criterii.

Se poate totuși concluziona, pe baza celor arătate mai sus, că modelarea motorului sincron este posibilă. Modelul realizat, deși este similar cu originalul numai sub aspectele arătate, pentru tema abordată în prezenta lucrare corespunde pe deplin scopului urmărit.

În continuare, se prezintă sub formă tabelară rezultatele încercării celor două motoare sincrone în laborator. Motoarele sincrone au fost încercate în gol, în gol cu compresorul și în sarcină, la o presiune de refulare de  $p_2=6,2$  at. Puterea reactivă se consideră pozitivă când este produsă de motorul sincron, și negativă atunci când este consumată. La fiecare tabel se indică regimul de încercare și puterea absorbită  $P_a$  de motor la proba respectivă. La proba de mers în sarcină sînt date și pierderile în excitație  $P_e$ , pierderile în stator  $P_1$ , pierderile totale  $P_t$  și creșterea de pierderi  $\Delta P$  (v.3.1).

Motor sincron  $MS_1$

Mers în gol

$P_{a0} = 150$  W

Tabelul 6.3.

$I_1$ [A]	$I_e$ [A]	$U_e$ [V]	$\cos \varphi$	Q [VAR]
1.	0,38	29,6	0,285	-674,7
0,8	0,45	37	0,335	-519
0,6	0,52	41	0,445	-380,6
0,4	0,60	47	0,63	-225
0,23	0,72	56	1	0
0,4	0,83	65	0,66	207,6
0,6	0,96	75	0,39	363,3
0,8	1,04	82,2	0,295	536,5
1	1,13	90,4	0,235	685

Motor sincron MS<sub>1</sub>  
 Mers în gol cu compresorul (p<sub>2</sub>=0)

P<sub>aco</sub> = 492 W

Tabelul 6.4

I <sub>1</sub> [A]	I <sub>e</sub> [A]	U <sub>e</sub> [V]	cos φ	Q [Var]
1,4	0,28	22,5	0,440	-903
1,2	0,35	28,1	0,510	-744
1	0,42	33,5	0,590	-588,2
0,8	0,5	40	0,720	-398
0,6	0,7	56	1	0
0,8	0,92	74,4	0,710	398
1	1,03	84	0,570	581,3
1,2	1,14	94	0,475	747,4
1,4	1,24	104	0,410	899,6

Motor sincron MS<sub>1</sub>  
 Mers în sarcină (p<sub>2</sub>= 6,4 at)

P<sub>a</sub> = 780 W

Tabelul 6.5.

I <sub>1</sub> [A]	I <sub>e</sub> [A]	U <sub>e</sub> [V]	cos φ	Q [Var]	P <sub>e</sub> [W]	P <sub>1</sub> [W]	P <sub>t</sub> [W]	ΔP
2	0,235	20	0,54	-1124,5	4,7	83,74	88,44	-
1,8	0,295	25	0,59	-968,8	7,37	67,83	75,2	-
1,5	0,424	36	0,735	-622,8	15,26	47,1	62,36	-
1,3	0,532	44,8	0,87	-380,6	23,83	35,38	59,21	-
1,15	0,72	59	1	0	42,48	27,68	70,16	0
1,25	0,9	75	0,877	328,7	67,5	32,71	100,21	30,05
1,4	1	83,6	0,815	477,5	83,6	41,03	124,63	54,47
1,6	1,1	92,4	0,735	622,8	101,64	53,59	155,23	85,07
1,85	1,24	105,4	0,65	795,8	130,7	71,65	202,35	132,19

După stabilizarea regimului termic al motorului la mers în sarcină, s-au măsurat rezistențele statorice și a înfășurării de excitație, găsindu-se valorile (θ ≈ 60°C):

$$R_{A1} = 7,108 \Omega$$

$$R_{B1} = 6,81 \Omega$$

$$R_{C1} = 7,018 \Omega$$

$$R_{e1} = 82,68 \Omega$$

$$R_{11} = \frac{R_{A1} + R_{B1} + R_{C1}}{3} = 6,978 \Omega$$

Cu aceste valori s-a determinat temperatura motorului prin metoda rezistenței:  $\theta \approx 60^{\circ}\text{C}$ .

Deoarece s-a constatat experimental că motorul funcționează bine, fără a se supraîncălzi se consideră ca valoare nominală a puterii reactive ultima din tabelul 6.5, adică

$$Q_{N1} = 795,8 \text{ VAR} ,$$

ceea ce corespunde la un curent de excitație maxim admis:

$$I_{e1 \text{ max}} = 1,24 \text{ A}$$

Cu valorile din rîndurile 6 și 8 ale tabelului 6.5 se formează sistemul de ecuații (3.16):

$$\left. \begin{aligned} A_1 \left( \frac{328,7}{795,8} \right)^2 + B_1 \frac{328,7}{795,8} &= 30,05 \\ A_1 \left( \frac{622,8}{795,8} \right)^2 + B_1 \frac{622,8}{795,8} &= 85,07 \end{aligned} \right\}$$

care conduce la soluțiile:

$$A_1 = 96,53 \text{ W}$$

$$B_1 = 33,02 \text{ W}$$

Deoarece motoarele sincrone sînt racordate la rețea prin cabluri scurte, rezistența acestora se neglijează, și din relațiile (3.27) rezultă:

$$a_1 = 2 \cdot \frac{96,53}{795,8^2} = 3,048 \cdot 10^{-4} \text{ W/VAR}^2$$

$$b_1 = \frac{33,02}{795,8} = 0,0415 \text{ W/VAR}$$

Pentru motorul sincron  $MS_2$  rezultatele măsurătorilor sînt date în tabelele următoare.

Motor sincron  $MS_2$

Mers în gol

$$P_{a0} = 162 \text{ W}$$

Tabelul 6.6

$I_1$ [A]	$I_e$ [A]	$U_e$ [V]	$\cos \varphi$	$Q$ [VAR]
0,54	0,5	38	0,46	-339,47
0,31	0,6	46	0,74	-138,56
0,22	0,665	51,5	1	0
0,24	0,7	54,5	0,91	51,96
0,44	0,8	62	0,48	259,8
0,67	0,9	70,2	0,31	433
0,92	1	80	0,24	623,52

Motor sincron MS<sub>2</sub>

Mers în gol cu compresorul (p<sub>2</sub>=0)

P<sub>aco</sub> = 420 W

Tabelul 6.7.

I <sub>1</sub> [A]	I <sub>e</sub> [A]	U <sub>e</sub> [V]	cos φ	Q [VAr]
0,79	0,5	39,8	0,79	-346,4
0,66	0,6	47,8	0,95	-131,63
0,64	0,665	53	1	0
0,65	0,7	56	0,98	86,6
0,75	0,8	63,5	0,82	290,97
0,9	0,9	72	0,66	484,96
1,1	1	81	0,54	665,08
1,45	1,2	98	0,44	900,64
1,7	1,3	106	0,36	1108,48

Motor sincron MS<sub>2</sub>

Mers în sarcină (p<sub>2</sub> = 6,4 at)

P<sub>a</sub> ≈ 710 W

Tabelul 6.8

I <sub>1</sub> [A]	I <sub>e</sub> [A]	U <sub>e</sub> [V]	cos φ	Q [VAr]	P <sub>e</sub> [W]	P <sub>1</sub> [W]	P <sub>t</sub> [W]	ΔP [W]
1,25	0,5	40,5	0,85	-381	20,25	33,57	53,82	-
1,15	0,6	48,8	0,965	-166	29,28	28,42	57,7	-
1,1	0,675	55	1	0	37,12	26,00	63,12	0
1,12	0,7	57,5	0,99	51,9	40,25	26,95	67,2	4,08
1,15	0,8	65,7	0,92	259,5	52,56	24,42	76,98	12,86
1,25	0,9	74	0,81	449,8	66,6	33,57	100,17	37,05
1,5	1	82	0,72	615,8	82	48,35	130,35	67,23
1,7	1,1	91	0,64	761,2	100,1	62,1	162,2	99,08
1,9	1,2	99	0,58	899,6	118,8	77,57	196,37	133,25
2,05	1,25	104	0,55	986,1	130	90,3	220,3	157,18

Rezistențele la cald ale înfășurărilor au fost (θ ≈ 60°C):

$$R_{A2} = 7,104 \Omega$$

$$R_{B2} = 7,354 \Omega$$

$$R_{C2} = 7,032 \Omega$$

$$R_{e2} = 85,89 \Omega$$

$$R_{12} = \frac{R_{A2} + R_{B2} + R_{C2}}{3} = 7,163 \Omega$$

Din aceleași motive ca la motorul sincron  $MS_1$ , pentru motorul sincron  $MS_2$  se consideră:

$$Q_{N2} = 986,1 \text{ VAR}$$

$$I_{e2\max} = 1,25 \text{ A}$$

Cu valorile din rîndurile 6 și 9 ale tabelului 6.8 se formează sistemul de ecuații (3.16):

$$\left. \begin{aligned} A_2 \left( \frac{449,8}{986,1} \right)^2 + B_2 \frac{449,8}{986,1} &= 37,05 \\ A_2 \left( \frac{899,6}{986,1} \right)^2 + B_2 \frac{899,6}{986,1} &= 133,25 \end{aligned} \right\}$$

care conduce la soluțiile:

$$A_2 = 142,25 \text{ W}$$

$$B_2 = 16,36 \text{ W}$$

Cu relațiile (3.27) rezultă:

$$a_2 = 2 \cdot \frac{142,25}{986,1^2} = 2,925 \cdot 10^{-4} \text{ W/VAR}^2$$

$$b_2 = \frac{16,36}{986,1} = 0,0166 \text{ W/VAR}$$

Repartiția optimă a puterii reactive între cele două motoare sincrone rezultă din (3.26):

$$Q_1 \text{ opt} = \frac{Q_t - \frac{b_1 - b_2}{a_2}}{1 + \frac{a_1}{a_2}}$$

$$Q_2 \text{ opt} = \frac{a_1 Q_1 \text{ opt} + b_1 - b_2}{a_2}$$

Înlocuind valorile coeficienților  $a_1, a_2, b_1, b_2$  calculate mai sus se obține pentru puterile reactive optime a celor două motoare sincrone expresiile:

$$Q_1 \text{ opt} = 0,49 Q_t - 42 \tag{6.2}$$

$$Q_2 \text{ opt} = 0,51 Q_t + 42$$

Se observă că expresiile lui  $Q_1 \text{ opt}$  și  $Q_2 \text{ opt}$  sînt funcții liniare de  $Q_t$ .

Constantele de timp ale motorului sincron, definite în capitolul 2, se calculează cu relațiile [31] :

$$T_a = \frac{x_1}{2\pi f_1}, \text{ unde: } x_1 = \frac{x_d'' + x_q''}{2}$$

$$T_e = \frac{x_e}{2\pi f_1 r_e}, \text{ unde } x_e \text{ este reactanța înfășurării de excitație, iar } r_e \text{ rezistența înfășurării de excitație, u.r.}$$

$$T_d' = T_e \frac{x_d'}{x_d};$$

$$T_d'' = \frac{x_d''}{2\pi f_1 x_d'} \left( x_{kkd} = \frac{x_{ad}^2}{x_e} \right) \frac{1}{r_{kkd}};$$

$$T_{kd} = \frac{x_{kkd}}{2\pi f_1 r_{kkd}}.$$

Parametrii motorului sincron model care intervin în expresiile constantelor de timp, calculați cu relațiile(2.48)... (2.51) și cu relațiile date în [31], pe baza datelor de proiectare, sînt:

$x_d'' = 0,2 \text{ u.r.}$	$x_d' = 1,019 \text{ u.r.}$
$x_q'' = 0,22 \text{ u.r.}$	$x_d'' = 0,3 \text{ u.r.}$
$r_1 = 0,02 \text{ u.r.}$	$x_{kkd} = 0,907 \text{ u.r.}$
$x_e = 1,039 \text{ u.r.}$	$r_{kkd} = 10,97 \text{ u.r.}$
$r_e = 0,015 \text{ u.r.}$	$x_{ad} = 0,903 \text{ u.r.}$

Cu aceste valori, pentru constantele de timp ale motorului sincron model rezultă valorile:

$$T_a = 0,033 \text{ s}$$

$$T_e = 0,22 \text{ s}$$

$$T_d' = 0,064 \text{ s}$$

$$T_d'' = 23,8 \cdot 10^{-6} \text{ s}$$

$$T_{kd} = 263 \cdot 10^{-6} \text{ s}$$

#### 6.4. Traductoarele de putere reactivă

La realizarea sistemelor de reglare automată o importanță deosebită o prezintă traductorul, al cărui rol în cazul de față este de a converti mărimea reglată, adică puterea reactivă, într-o mărime proprie sistemului de reglare automată, adică o tensiune continuă. Pentru ca traductorul de putere reactivă să corespundă scopului propus, este necesar ca acesta să îndeplinească câteva cerințe de bază, și anume:

- la ieșirea traductorului să se obțină un semnal (tensiune continuă) unificat, care să permită introducerea sa comodă în cadrul sistemului de reglare automată;

- pentru întreg domeniul de variație al mărimii de intrare să fie asigurată proporționalitatea între mărimea de intrare și cea de ieșire;

- constanta de timp a traductorului să fie mică, pentru a permite utilizarea lui în sisteme de reglare rapidă;

- nivelul de pulsație al tensiunii de ieșire să fie redus (sub 1,5%).

În literatura de specialitate se prezintă mai multe variante posibile de realizare a unor astfel de traductoare [127]. Deoarece nu a fost posibilă obținerea traductoarelor necesare (4 bucăți), s-a proiectat și realizat un traductor a cărui schemă de principiu este arătată în figura 6.3. Traductorul este un demodulator tranzistorizat cu două semiperioade

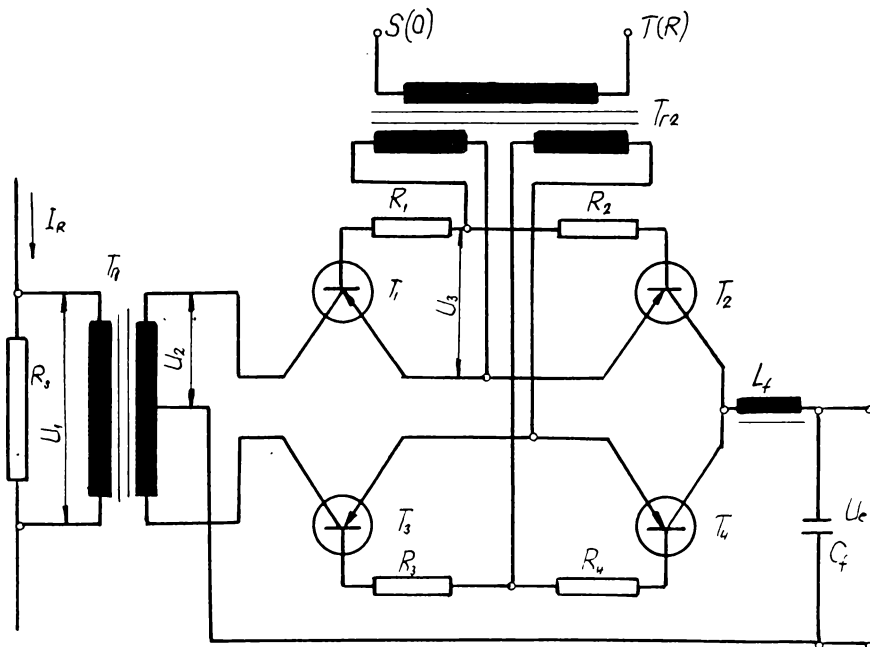


Fig.6.3. Schema de principiu a traductorului de putere reactivă.

realizat cu tranzistoarele  $T_1$ - $T_4$ , comandate de tensiunea de comutare. Tranzistoarele funcționează în regim de cheie. Fiecare din cele două chei este formată din perechile de tranzistoare



re  $T_1, T_2$  și  $T_3, T_4$  legate antiserie. Un asemenea mod de legare a tranzistoarelor prezintă avantajul că reduce deriva de nul, deoarece curenții și tensiunile remanente, determinate de regimul de cheie, se vor compensa reciproc.

Tensiunea de comutare se aplică la baza tranzistoarelor de la înfășurările transformatorului  $T_{r2}$ , a cărui înfășurare primară este alimentată între fazele S și T. Alimentarea tranzistoarelor se face cu tensiune alternativă proporțională cu curentul absorbit de consumator, obținută de la transformatorul de adaptare  $T_{r1}$ . Acesta este montat ca transformator ridicător de tensiune, fiind alimentat în primar cu căderea de tensiune produsă de curentul fazei R pe șuntul  $R_g$ . La aplicarea semiperioadei negative la baza tranzistoarelor din cheie, aceasta va permite trecerea curentului în ambele direcții, funcție de polaritatea tensiunii de intrare.

Dacă în calitate de tensiune de comutare se utilizează, așa cum s-a spus, tensiunea între fazele S și T, atunci traductorul este traductor de curent reactiv, iar dacă se utilizează ca tensiune de comutare tensiunea O-R, traductorul este traductor de curent activ, așa cum rezultă din diagramele tensiunii și curentului de fază, reprezentate în figura 6.4, pentru situația în care traductorul este legat la un motor sincron supraexcitat.

În adevăr, dacă drept tensiune de comutare se utilizează tensiunea de fază U(O-R), atunci o cheie tranzistorizată, de exemplu  $T_1-T_2$ , este deschisă în intervalul  $0-\tilde{\pi}$ , iar cealaltă cheie va fi deschisă în intervalul  $\tilde{\pi} - 2\tilde{\pi}$  (fig.6.4, b). În acest caz, valoarea medie a tensiunii la ieșirea traductorului, în perioada în care cheia este deschisă, este:

$$U_e = \frac{1}{\tilde{\pi}} \int_{\tilde{\pi}}^{\tilde{\pi}+\tilde{\varphi}} 2 U_2 \sin \omega t \, d(\omega t) = 0,9 U_2 \cos \varphi \quad (6.3)$$

unde  $U_2$  este tensiunea efectivă la bornele unei jumătăți a înfășurării secundare a transformatorului  $T_{r1}$ . Dar  $U_2$  este proporțională cu curentul fazei R,  $I_R$ , și deci tensiunea de ieșire a traductorului  $U_e$  este proporțională cu  $I_R \cos \varphi$ , adică cu componenta activă a curentului.

Dacă drept tensiune de comutare se utilizează tensiunea între fazele S și T (care este rotită cu  $\frac{\tilde{\pi}}{2}$  față de tensiunea fazei R), atunci cheile se vor deschide în intervalele  $\tilde{\pi}/2-3/2\tilde{\pi}$ ,

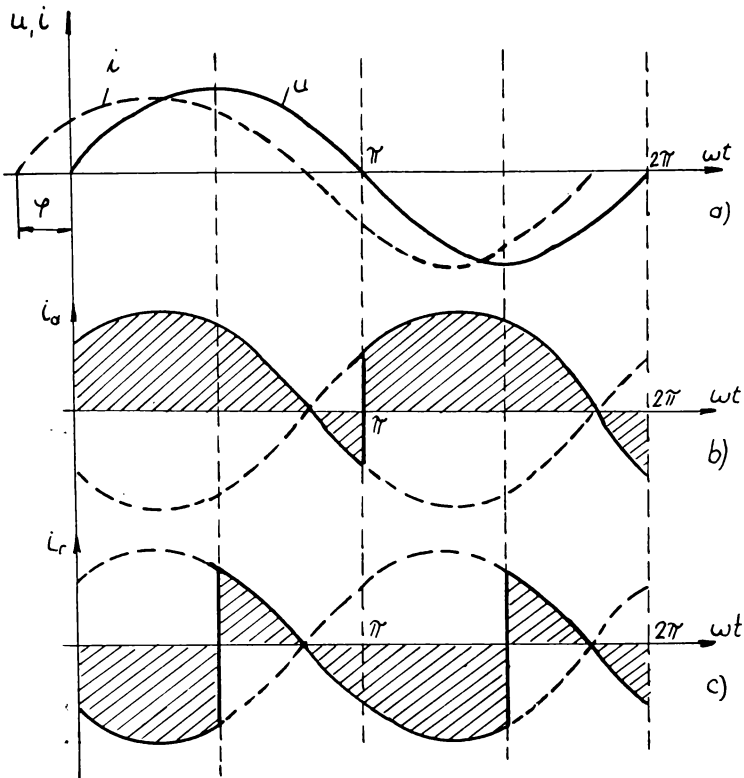


Fig.6.4. Diagramele tensiunii și curentului de fază  
 a)diagrama tensiunii și a curentului de fază  
 ale motorului; b) diagrama curentului activ;  
 c)diagrama curentului reactiv.

respectiv  $3/2\tilde{\pi} - 5/2\tilde{\pi}$  (fig.6.4,c). În acest caz, tensiunea la ieșirea traductorului va fi proporțională cu componenta reactivă a curentului de fază, și îi va corespunde ca semn:

$$U_e = 0,9 U_2 \cos \left( \pm \frac{\tilde{\pi}}{2} + \varphi \right) = 0,9 U_2 \sin \varphi, \quad (6.3'),$$

iar traductorul este de curent reactiv.

Avînd în vedere că puterea activă se exprimă prin relația  $P = 3 U I_a$ ,  $U$  fiind tensiunea de fază și  $I_a = I \cos \varphi$  componenta activă a curentului de fază, iar puterea reactivă este  $Q = 3 U I_r$ , cu  $I_r = I \sin \varphi$ , atunci în ipoteza  $U = ct$ , traductorul poate fi utilizat și ca traductor de putere activă, respectiv reactivă.

Pentru dimensionarea traductorului s-a considerat ca valoare maximă pentru curentul fazei R valoarea

$$I_{R \max} = 5 \text{ A}$$

Această valoare a fost adoptată în ideea de a permite utilizarea traductorului și la curenți mai mari, prin intermediul unui transformator de curent.

Suntul  $R_s$  se alege de valoare cât mai mică, pentru a nu influența circuitul în care se introduce, dar avînd în vedere obținerea unei căderi de tensiune de valoare convenabilă. Se stabilește pentru șunt valoarea

$$R_s = 0,4 \Omega$$

rezultînd tensiunea în primarul transformatorului  $Tr_1$

$$U_1 = I_{R \max} R_s = 5 \cdot 0,4 = 2 \text{ V.}$$

Prezența șuntului în circuitul de alimentare a motorului, avînd în vedere valoarea sa  $R_r = 0,4 \Omega$ , la curentul absorbit de motor la sarcină nominală, produce o cădere de tensiune de  $\Delta U = I_N R_s = 2,71 \cdot 0,4 = 0,984 \text{ V}$ ; aceasta raportată de tensiunea nominală de fază  $U = 220 \text{ V}$  reprezintă 0,44 %, valoare pe deplin acceptabilă în cazul măsurărilor efectuate.

Se alege tensiunea maximă la ieșirea traductorului

$$U_{e \max} = 7,5 \text{ V.}$$

Din relația (3) punînd  $\sin \varphi = 1$ , rezultă

$$U_2 = \frac{U_{e \max}}{0,9} = \frac{7,5}{0,9} = 8,3 \text{ V}$$

iar raportul de transformare al transformatorului  $Tr_1$  este

$$n_T = \frac{U_1}{U_2} = 0,24$$

Cu aceste valori se poate calcula acum, în ipoteza că transformatorul  $Tr_2$  este alimentat la tensiunea de linie  $U_{ST} = 380 \text{ V} = \text{const.}$  și considerînd curentul fazei R pur reactiv ( $\sin \varphi = 1$ ), factorul de transfer al traductorului

$$K_T' = \frac{\Delta U_e}{\Delta Q} = \frac{U_{e \max}}{Q_{\max}} = \frac{7,5}{\sqrt{3} \cdot 380 \cdot 5 \cdot 1} = 0,0022 \text{ V/VAR.}$$

Tensiunea secundară a transformatorului  $Tr_2$  se stabilește după datele de catalog a tranzistoarelor folosite, care trebuie să fie de comutație, egală cu tensiunea emitor-bază  $U_{EBo}$  a

tranzistoarelor. In acest caz

$$U_3 = 7 \text{ V}$$

Rezistoarele  $R_1, R_2, R_3$  și  $R_4$  se aleg din condiția de limitare a curentului de bază al tranzistorului.

In acest caz

$$R_1 = R_2 = R_3 = R_4 = 150 \Omega$$

Transformatoarele  $Tr_1$  și  $Tr_2$  se dimensionează în continuare ca orice transformator de mică putere [91].

Filtrul de la ieșirea traductorului ( $L_f, C_f$ ) se dimensionează din condiția ca pulsația tensiunii de ieșire să nu fie mai mare de 1,5% [55]. In aceste condiții constanta de timp a traductorului a rezultat  $T_f \approx 8 \mu\text{s}$ .

Pe baza datelor calculate mai sus s-au executat 4 traductoare, care au fost etalonate în laborator, utilizînd pentru efectuarea măsurărilor aparate de clasă de precizie 0,2 și 0,5. Pentru etalonare, traductoarele au fost legate la unul din motoarele sincrone model care a funcționat la sarcină constantă și curent de excitație variabil, debitînd putere reactivă. S-au măsurat puterea reactivă debitată de motor  $Q$ , tensiunea de ieșire a traductorului  $U_e$ , curentul absorbit de motor  $I_1$  și factorul de putere  $\cos \varphi$ . Rezultatele măsurărilor sînt date în tabelul 6.9, iar caracteristica de transfer a traductorului este prezentată în anexa 3.

Tabelul 6.9

$Q$ [VAR]	$U_e$ [V]	$\cos \varphi$	$I_1$ [A]
-381	-0,8	0,85	1,42
-166	-0,35	0,965	1,3
0	0,08	1	1,25
346	0,75	0,865	1,27
692	1,45	0,67	1,48
1038	2,15	0,535	1,88
1384	2,75	0,465	2,32
2076	4,3	0,337	3,35

Pe baza rezultatelor măsurărilor prezentate în tabelul 6.9 s-a determinat factorul de transfer real al traductorului:

$$K_T = \frac{\Delta U_e}{\Delta Q} = \frac{4,3}{2076} = 0,00207 \text{ V/VAR},$$

valoare care este apropiată de cea calculată ( $K_T' = 0,0022 \text{ V/VAR}$ ).

### 6.5. Blocul de însumare

Așa cum s-a arătat în capitolul 3, puterea reactivă repartizată fiecărui motor sincron în parte este o funcție de puterea reactivă totală  $Q_{\Sigma}$ , adică de suma puterilor reactive a acelor consumatori racordați la barele stației care absorb din rețea putere reactivă. Ca urmare, în sistemul conceput este necesar un element (bloc funcțional) care să furnizeze în permanență un semnal (tensiune continuă) proporțional cu suma puterilor reactive a acestor consumatori.

Pentru realizarea acestui element s-a optat, dintre posibilitățile cunoscute din literatură, pentru schema prezentată în figura 6.5. Acesta constă dintr-un amplificator operațional

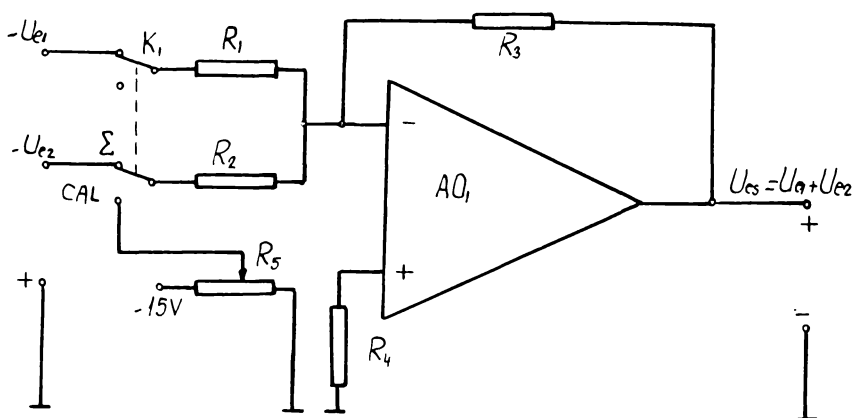


Fig.6.5. Schema de principiu a blocului de însumare

$AO_1$ , la intrarea inversoare a căruia se aduc tensiunile de ieșire  $U_{e1}$  și  $U_{e2}$  a celor două transductoare de putere reactivă  $TRA_1$  și  $TRA_2$  a celor două motoare asincrone  $MAS_1$  și  $MAS_2$ . Tensiunea la ieșirea lui  $AO_1$  va fi [6] :

$$U_e = - \left( - U_{e1} \frac{R_3}{R_1} - U_{e2} \frac{R_3}{R_2} \right)$$

Alegînd

$$R_1 = R_2 = R_3 = 8,2 \text{ K}\Omega$$

$$R_4 = \frac{R_1}{3} = 2,733 \text{ K}\Omega$$

rezultă:

$$U_{es} = U_{e1} + U_{e2},$$

adică tensiunea la ieșirea amplificatorului operațional este suma tensiunilor de la ieșirile celor două traductoare de putere reactivă.

### 6.6. Blocurile de formare a semnalului de comandă

Așa cum s-a arătat la punctul 6.3, expresiile puterilor reactive optime a celor două motoare sincrone sînt funcții liniare de puterea reactivă totală  $Q_t$ :

$$Q_{1 \text{ opt}} = 0,49 Q_t - 42 = \alpha_1 Q_t - \beta \quad (6.4)$$

$$Q_{2 \text{ opt}} = 0,51 Q_t + 42 = \alpha_2 Q_t + \beta$$

În capitolul 3 s-a arătat că dacă în stație funcționează un singur motor sincron, puterea reactivă optimă a acestuia este

$$Q_s \text{ opt} = \frac{Q_t - b \frac{U_b^2}{2R}}{1 + a \frac{U_b^2}{R}} = \alpha_s Q_t - \beta_s, \quad (6.5)$$

$$\text{unde } \alpha_s = \frac{1}{1 + a \frac{U_b^2}{R}}$$

$$\beta_s = \frac{b \frac{U_b^2}{2R}}{1 + a \frac{U_b^2}{R}} \quad (6.6)$$

Relațiile (6.5) și (6.6) evidențiază că și în acest caz puterea reactivă optimă a motorului sincron este tot o funcție liniară de puterea reactivă  $Q_t$ . Deasemenea, și în cazul mai multor motoare sincrone, așa cum rezultă din relațiile (3.26), puterile reactive optime ale fiecărui motor sincron sînt tot de forma (6.4).

Deasemenea, relațiile (3.26), (6.4), (6.5) și (6.6) evidențiază clar că în toate cazurile coeficienții  $\alpha$  ai lui  $Q_t$  sînt subunitari ( $\alpha < 1$ ), iar termenii  $\beta$  au dimensiune de putere reactivă. Tot din aceste relații rezultă că pentru o configurație dată a sistemului în funcțiune valorile lui  $\alpha$  și

$\beta$  sînt constante.

Pornind de la cele arătate mai sus, rezultă că semnalul de comandă  $U_c$  care trebuie aplicat la sistemul de reglare automată a excitației motorului sincron trebuie să rezulte din însumarea a două semnale:

$$U_c = \alpha U_{es} \pm \beta \cdot K_T = U_1 \pm U_2 \quad (6.7)$$

Schema de principiu a blocului de formare a semnalului de comandă, pe baza relației (6.7), este redată în figura 6.6. La intrarea inversoare a amplificatorului operațional AO<sub>2</sub>, montat tot ca circuit de însumare ( $R_1=R_2=R_3 = 8,2 \text{ K}\Omega$ ;  $R_4 = 2,7 \text{ K}\Omega$ ),

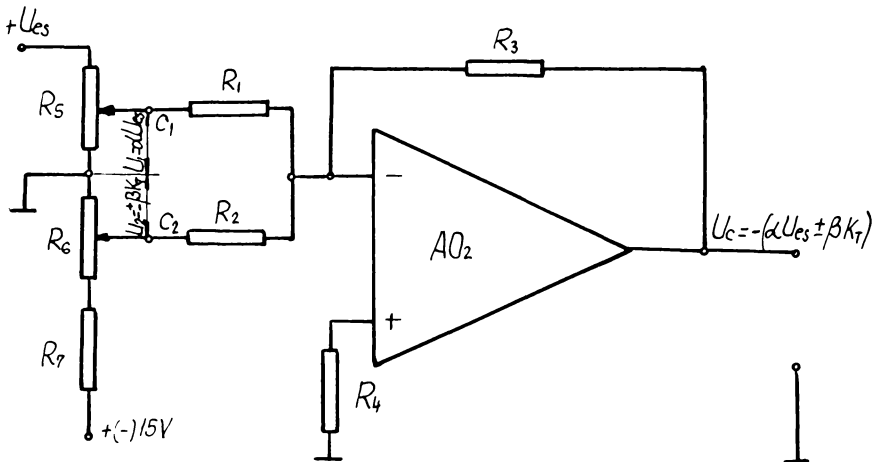


Fig.6.6. Schema de principiu a blocului de formare a semnalului de comandă.

se aplică de pe potențiometrul  $R_5$  (10 K $\Omega$ ) tensiunea

$$U_1 = \alpha U_{es} , \quad (6.8)$$

valoarea lui  $\alpha$  stabilindu-se din poziția cursorului potențiometrului. De pe potențiometrul  $R_6$  (500  $\Omega$ ) se culege tensiunea

$$U_2 = \pm \beta \cdot K_T , \quad (6.9)$$

semnul stabilindu-se conform relațiilor (6.4), prin alegerea corespunzătoare a semnelor tensiunii stabilizate de 15 V aplicat divizorului format de  $R_7$  (10 K $\Omega$ ) și  $R_6$ . În acest fel, la ieșirea lui AO<sub>2</sub> se obține suma celor două tensiuni, cu semn schimbat:

$$U_c = - (\alpha U_{es} \pm \beta K_T)$$

Pentru stabilirea exactă la reglare a poziției cursoroarelor

celor două potențiometre  $R_5$  și  $R_6$ , se procedează astfel:

- prin intermediul comutatorului  $K_1$  (fig.6.5) fixat pe poziția "CAL" (calibrare) se aplică la intrarea circuitului de însumare o tensiune fixă, stabilizată, de  $-10\text{ V}$ , obținută de pe potențiometrul semireglabil  $R_5$ . Ca urmare, la ieșirea amplificatorului operațional  $AO_1$  se obține  $U_{es} = +10\text{ V}$ . Se manevrează  $R_5$  pînă cînd la borna  $C_1$  tensiunea este

$$U_{c1} = 10\alpha \quad (6.10)$$

- se manevrează apoi  $R_6$  pînă cînd la borna  $C_2$  tensiunea este

$$U_{c2} = \pm \beta K_T. \quad (6.10')$$

Cu aceasta operația de calibrare, a blocului de formare a semnalului de comandă este terminată, comutatorul  $K_1$  fiind trecut pe poziția " $\Sigma$ ", care este poziția de lucru (însumare).

### 6.7. Redresoarele semicomandate

Pentru alimentarea excitației motoarelor sincrone s-au proiectat și realizat de către autor două redresoare monofazate în punte semicomandată, a căror schemă de principiu este arătată în figura 6.7. Puntea redresoare  $p_1$  este formată din

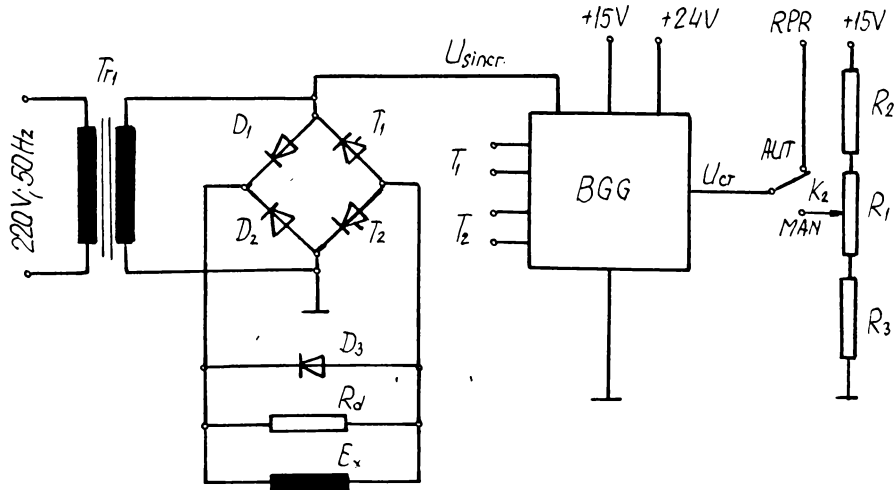


Fig.6.7. Schema de principiu a redresorului semicomandat.

tiristoarele  $T_1, T_2$  și diodele  $D_1$  și  $D_2$ . Impulsurile de comandă a tiristoarelor sînt furnizate de blocul de comandă pe



grilă BCG, realizat pe baza circuitului integrat  $\beta$ AA 145. In anexa 4 sînt prezentate schemele de execuție a redresorului și blocului de comandă pe grilă.

Blocul de comandă pe grilă este comandat cu tensiune continuă  $U_{CT}$  prin intermediul lui  $K_2$ , care alege modul de lucru. Astfel, pe poziția "MAN"(manual) tensiunea de comandă se culege de pe potențiometrul  $R_1$ , iar pe poziția "AUT" blocul de comandă pe grilă și redresorul sînt înglobate în sistemul automat de reglare al excitației, tensiunea de comandă fiind furnizată de blocul de formare al semnalului de comandă BFC.

Pentru determinarea coeficientului de transfer al redresorului semicomandat, acesta a fost încercat experimental, direct pe excitația motorului sincron, pentru un domeniu larg de variație a tensiunii de excitație, care cuprinde domeniul de lucru. Rezultatele experimentale sînt redată în tabelul 6.10.

Tabelul 6.10

$I_e$ [A]	$U_e$ [V]	$U_{CT}$ [V]
0,5	40,5	3,85
0,6	48,5	4,25
0,7	97,5	4,6
0,8	65,7	5
0,9	74	5,35
1	82	5,65
1,1	91	5,87
1,2	99	6,21
1,25	104	6,68

Conform relației (4.28) coeficientul de transfer al redresorului semicomandat rezultă pe baza datelor din tabelul 6.10 :

$$K_o = \frac{\Delta U_e}{\Delta U_{CT}} = \frac{104-40,5}{6,68-3,85} = 22,44 \text{ V/V}$$

Timpul mort pentru redresorul semicomandat este [119]:

$$T = 5 \cdot 10^{-3} \text{ s}$$

Cu aceste date, funcția de transfer a redresorului semicomandat este:

$$Y_{CT}(s) = \frac{22,44}{0,005 s + 1} \quad (6.11)$$

### 6.8. Sistemul de reglare automată al excitației

La proiectarea și realizarea sistemului de reglare automată a excitației s-au avut în vedere câteva particularități ale sistemului automatizat, particularități care pretind sistemului de reglare anumite calități statice și dinamice.

Astfel, se cunoaște că la un motor asincron în funcțiune la variația largă a puterii la armaturele motorului, puterea reactivă absorbită de acesta se modifică în limite foarte strânse. La acționarea utilajelor miniere specifice (pompe, ventilatoare de mină, exhaustoare, etc), sarcina motorului asincron este constantă în timp, și deci puterea reactivă absorbită de fiecare motor asincron în parte este constantă. În astfel de cazuri, pentru ca motoarele sincrone să asigure puterea reactivă cerută conform criteriului de optimizare propus este necesar ca abaterea staționară a sistemului să fie nulă, deci regulatorul trebuie să prezinte și o acțiune integrală.

La intrarea sau ieșirea din funcțiune a unui motor asincron se produc variații de tip treaptă ale puterii reactive, deci pentru acordarea regulatorului se va utiliza criteriul modulului.

Pentru funcționarea corespunzătoare a motorului sincron este necesar ca curentul său de excitație (respectiv tensiunea de excitație) să se încadreze între două limite, valoarea superioară fiind dată de încălzirea motorului iar cea inferioară de condiția de a nu funcționa în regim inductiv. Ori, aceste limite depind de sarcina motorului. Dar, cercetările experimentale efectuate în cadrul unor contracte de cercetare [136,137,138, 139], urmărirea la diferite întreprinderi a regimului de funcționare a acestor agregate, precum și încercările efectuate de autor pe modelul experimental realizat au arătat că motoarele sincrone de acționare a compresoarelor pentru aer funcționează practic la sarcină constantă, apropiată de cea nominală. În aceste condiții, stabilirea a două limite fixe pentru tensiunea de excitație este pe deplin satisfăcătoare.

Având în vedere cele de mai sus, pentru sistemul de reglare automată a excitației motoarelor sincrone ale modelului s-au studiat și încercat două variante:

a) reglarea excitației în cascadă, cu două regulatoare, unul de curent de excitație și unul de putere reactivă, conform

celor arătate în capitolul 4;

b) reglarea automată a excitației cu un singur regulator de putere reactivă.

Amîndouă sistemele au fost realizate practic de autor și încercate pe modelul experimental. Deoarece varianta b) este mai simplă și mai ieftină, și a corespuns pe deplin scopului propus, se prezintă în continuare aceasta.

Funcția de transfer  $Y_{MS}(s)$  a motorului sincron considerînd ca mărime de intrare tensiunea de excitație și ca mărime de ieșire puterea reactivă, conform relațiilor (4.15) și (4.16) (fig.4.3) este:

$$Y_Q(s) = Y_e(s) \cdot Y_R(s) = K_M \frac{T_{kd} \cdot s + 1}{(T'_d s + 1)(T''_d s + 1)} \quad (6.12)$$

Schema bloc a sistemului de reglare automată realizat este arătată în figura 6.8.

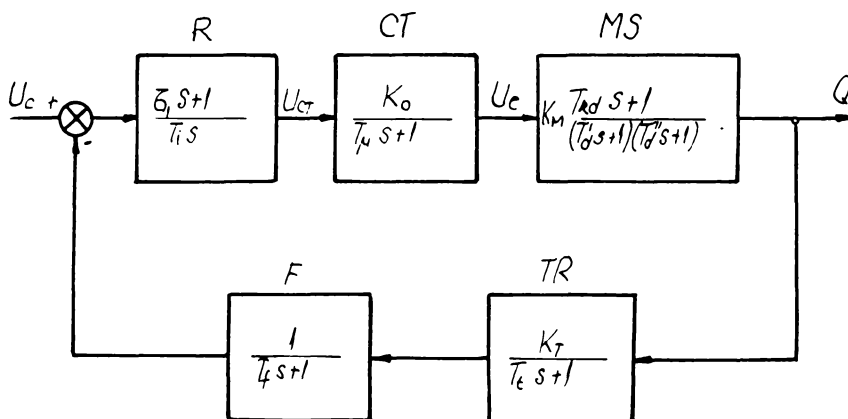


Fig.6.8. Schema bloc a sistemului de reglare automată.

Funcția de transfer a circuitului exterior regulatorului R este:

$$Y_{EX}(s) = Y_{CT}(s) \cdot Y_{MS}(s) \cdot Y_{TR}(s) \cdot Y_F(s) =$$

$$= K_O K_M K_T \frac{T_{kd} s + 1}{(T'_d s + 1)(T''_d s + 1)(T_f s + 1)(T_t s + 1)} \quad (6.13)$$

Dimensionînd filtrul F astfel încît constanta sa de timp

$T_f = T_{kd}$  se compensează polul funcției de transfer, și înlocuind constantele de timp mici  $T_t$  și  $T_d''$  prin

$$T_z = T_t + T_d'' = 8 \cdot 10^{-6} + 23,8 \cdot 10^{-6} = 31,8 \cdot 10^{-6} \text{ s} \quad (6.14)$$

funcția de transfer a circuitului exterior regulatorului devine:

$$Y_{EX}(s) = \frac{K_{EX}}{(T_d' s + 1)(T_z s + 1)} \quad (6.14)$$

unde

$$K_{EX} = K_O \cdot K_M \cdot K_T \quad (6.15)$$

Coefficientul de transfer al motorului sincron  $K_M$  se determină pe baza rezultatelor experimentale prezentate la punctul 6.2, tabelul 6.8:

$$K_M = \frac{\Delta Q}{\Delta U_e} = \frac{986,1}{104 - 55} = 20,12 \text{ VAR/V.}$$

Deci coeficientul de transfer al circuitului exterior regulatorului va fi:

$$K_{EX} = K_O \cdot K_M \cdot K_T = 22,44 \cdot 20,12 \cdot 0,00207 = 0,934$$

Regulatorul ales prin criteriul modulului este de tip PI cu funcția de transfer

$$Y_R(s) = \frac{\zeta_1 s + 1}{T_1 s}, \quad (6.16)$$

cu ajustările:

$$\zeta_1 = T_d' = 0,064 \text{ s}$$

$$T_1 = 2K_{EX} T_z = 2 \cdot 0,934 \cdot 31,8 \cdot 10^{-6} = 59,4 \cdot 10^{-6} \text{ s.}$$

Regulatorul realizat are schema de principiu reprezentată în figura 6.9.

Pe baza recomandărilor din lucrarea [119] se aleg

$C_2 = 0,5 \mu\text{F}$  și  $R_4 = 200 \text{ K}\Omega$ , iar din relația

$$\zeta_1 = x \cdot R_4 \cdot C_2 \quad (6.17)$$

rezultă poziția cursorului potențiometrului  $R_6$ :

$$x = \frac{C_1}{R_4 C_2} = \frac{0,064}{200 \cdot 10^3 \cdot 0,5 \cdot 10^{-6}} = 0,64 ,$$

déci aproximativ la jumătatea cursei, permițînd astfel eventualele corecții la reglare.

Din relația:

$$T_1 = R_3 \cdot C_2 \quad (6.18)$$

rezultă valoarea rezistenței  $R_3$ :

$$R_3 = \frac{T_1}{C_2} = \frac{59,4 \cdot 10^{-6}}{0,5 \cdot 10^{-6}} = 118,8 \Omega \approx 120 \Omega$$

Filtrul de pe calea de reacție se dimensionează din condiția  $T_f = T_{kd}$ ; pe baza recomandărilor din [119] se iau  $R_1 = R_2 = 10 \text{ K}\Omega$ , iar din relația

$$T_f = C_1 \frac{R_1 R_2}{R_1 + R_2} \quad (6.19)$$

rezultă

$$C_1 = T_f \frac{R_1 + R_2}{R_1 R_2} = 263 \cdot 10^{-6} \frac{10 + 10}{10 \cdot 10 \cdot 10^3} = 0,0526 \mu\text{F} \approx 0,05 \mu\text{F}.$$

Rezistențele  $R_9$  și  $R_{13}$  de la ieșirea regulatorului servesc la reglarea limitelor tensiunii de comandă  $U_{CT}$  a redresorului semicomandat, și deci implicit a tensiunii de excitație.

Dioda Zenner  $D_{Z1}$  limitează valoarea abaterii la șocuri de putere reactivă.

Stabilitatea sistemului de reglare automată se va aprecia utilizînd criteriul de stabilitate Mihailov - Leonhard.

Pentru un sistem de reglare automată funcția de transfer în circuit închis este:

$$Y(s) = \frac{E(s)}{I(s)} = \frac{Y_d(s)}{1 + Y_d(s) Y_r(s)} \quad (6.20)$$

unde:

$Y_d(s)$  este funcția de transfer a căii directe;

$Y_r(s)$  : funcția de transfer a căii de reacție.

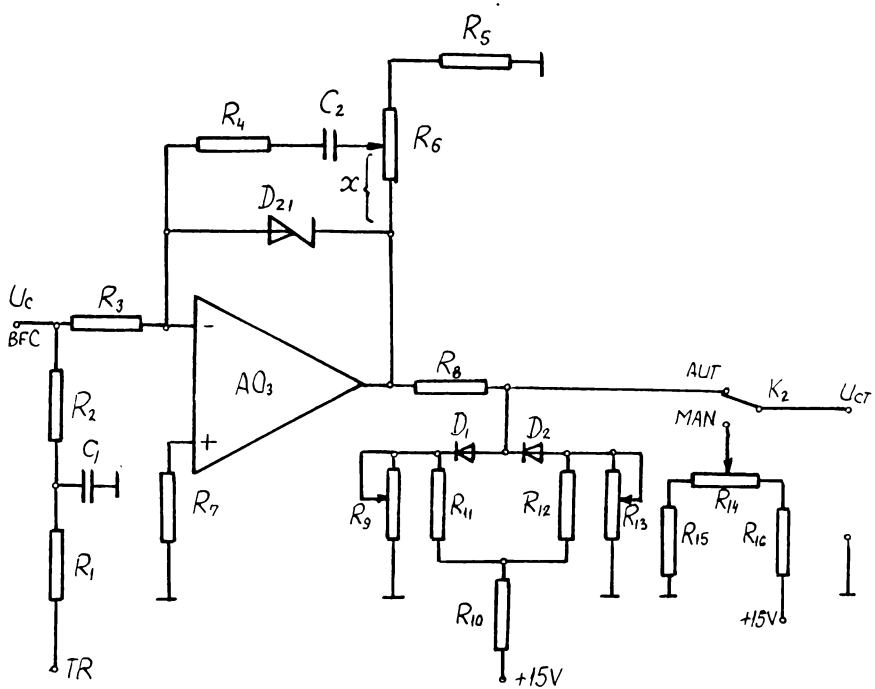


Fig.6.9. Schema de principiu a regulatorului puterii reactive (RPR).

Polii ecuației (6.20) sînt dați de zerourile ecuației:

$$1 + Y_d(s) Y_R(s) = 1 + Y_o(s) = 0 \quad (6.21)$$

unde  $Y_o(s) = Y_d(s) Y_R(s)$  reprezintă funcția de transfer a sistemului în circuit deschis.

Punînd

$$1 + Y_o(s) = \frac{C(s)}{A(s)} = 0, \quad (6.22)$$

conform criteriului Mihailov-Leonhard sistemul este stabil dacă înlocuind în polinomul caracteristic  $C(s)$ ,  $s$  cu  $j\omega$ , atunci cînd  $\omega$  variază de la 0 la  $\infty$ , vectorul complex astfel obținut

$$C(j\omega) = P(\omega) + jQ(\omega) \quad (6.23)$$

parcurge în sens trigonometric  $n$  cadrane,  $n$  fiind gradul polinomului caracteristic.

În cazul sistemului de reglare automată analizat avem (fig.6.8) :

$$Y_O(s) = Y_R(s) \cdot Y_{CT}(s) \cdot Y_{MS}(s) \cdot Y_F(s) \cdot Y_T(s).$$

După înlocuire, și ținînd seama că  $\zeta_1 = T_d''$ ,  $T_f = T_{kd}$  iar  $K_{EX} = K_o K_M K_T$  este factorul de transfer al circuitului exterior regulatorului, funcția de transfer a sistemului deschis devine:

$$Y_O(s) = \frac{K_{EX}}{sT_1(T_M s+1)(T_d'' s+1)(T_t s+1)}$$

cu  $K_{EX} = 0,934$

$$T_1 = 59,4 \cdot 10^{-6} \text{ s}$$

$$T_M = 5 \cdot 10^{-3} \text{ s}$$

$$T_d'' = 23,8 \cdot 10^{-6} \text{ s}$$

$$T_t = 8 \cdot 10^{-6} \text{ s},$$

determinate în paragrafele (6.2) și (6.3).

Polinomul caracteristic  $C(s)$  este numitorul expresiei:

$$1 + Y_O(s) = \frac{sT_1(T_M s+1)(T_d'' s+1)(T_t s+1)}{sT_1(T_M s+1)(T_d'' s+1)(T_t s+1)}.$$

După desfacerea parantezelor și înlocuirea valorilor numerice se obține

$$C(s) = C_4 s^4 + C_3 s^3 + C_2 s^2 + C_1 s + C_0,$$

pentru coeficienții polinomului rezultînd valorile:

$$C_4 = 5,654 \cdot 10^{-15}$$

$$C_3 = 9,456 \cdot 10^{-12}$$

$$C_2 = 2,988 \cdot 10^{-7}$$

$$C_1 = 5,94 \cdot 10^{-5}$$

$$C_0 = 0,934.$$

Înlocuind pe  $s$  cu  $j\omega$  și separînd partea reală de cea imaginară rezultă:

$$P(\omega) = C_0 - C_2 \omega^2 + C_4 \omega^4$$

$$Q(\omega) = C_1 \omega - C_3 \omega^3$$

Vectorul complex are modulul:

$$|C(j\omega)| = \sqrt{P^2(\omega) + Q^2(\omega)}$$

și argumentul

$$\arg C(j\omega) = \arctg \frac{Q(\omega)}{P(\omega)}.$$

În tabelul 6.11 sînt concentrate calculele pentru deter-

minarea vectorului complex  $C(j\omega)$ .

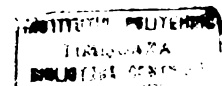
Tabelul 6.11

$\omega$	P	Q	$\varphi$	$ C(j\omega) $
0	0,934	0	0	0,933
10	0,934	$5,94 \cdot 10^{-4}$	5'	0,933
10 <sup>2</sup>	0,931	$5,94 \cdot 10^{-3}$	22'	0,93
10 <sup>3</sup>	0,635	$4,99 \cdot 10^{-2}$	4°30'	0,637
1,768.10 <sup>3</sup>	0	$5,27 \cdot 10^{-2}$	90°	0,052
2,1.10 <sup>3</sup>	-0,382	$3,72 \cdot 10^{-2}$	174°25'	0,384
2,51.10 <sup>3</sup>	-0,946	0	180°	0,946
5.10 <sup>3</sup>	-6,501	-0,889	187°45'	6,561
10 <sup>4</sup>	-28,381	-8,862	197°20'	29,7
7,265.10 <sup>4</sup>	0	$-3,621 \cdot 10^3$	270°	$3,62 \cdot 10^3$
10 <sup>5</sup>	$2,667 \cdot 10^3$	$-9,45 \cdot 10^3$	285°40'	$9,82 \cdot 10^3$
10 <sup>6</sup>	$5,624 \cdot 10^7$	$-9,456 \cdot 10^6$	350°30'	$5,7 \cdot 10^7$
10 <sup>7</sup>	$5,654 \cdot 10^{11}$	$-9,456 \cdot 10^9$	359°	$5,65 \cdot 10^{11}$

Datele centralizate în tabelul 6.11 evidențiază că vectorul  $C(j\omega)$  parcurge monoton în sens trigonometric cadranele I,II,III și IV, argumentul său crescând continuu și modulul nefiind niciodată zero; ca urmare sistemul de reglare automată este stabil.

### 6.9. Instalația experimentală

În cele ce urmează se vor arăta câteva imagini ale modelului experimental al stației de compresoare. Astfel, în figura 6.10 se vede modelul complet al stației. În prim plan sînt motoarele sincrone, în partea dreaptă se văd compresoarele, iar în stînga rezervoarele tampon în care debitează compresoarele. În planul din spate se văd generatoarele de curent continuu, iar în colțul din stînga rezistența de sarcină a acestora. În figura 6.11 se vede, din alt unghi, modelul stației, observîndu-se rezervoarele tampon pentru aer comprimat cu supapele de siguranță și menținere automată a presiunii prescrise, și manometrele de măsurare a presiunii aerului comprimat. În figura 6.12 se vede modelul stației cu aparatura de măsură și reglare. De la stînga la dreapta, pe masă se văd: oscilografii cu 8 canale, trusele de măsură a





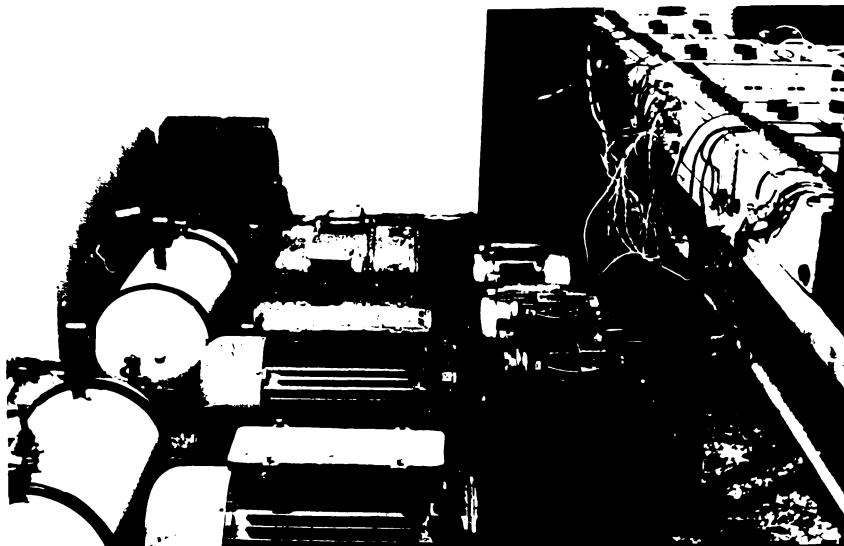


Fig.6.10. Modelul stației - mașinile electrice

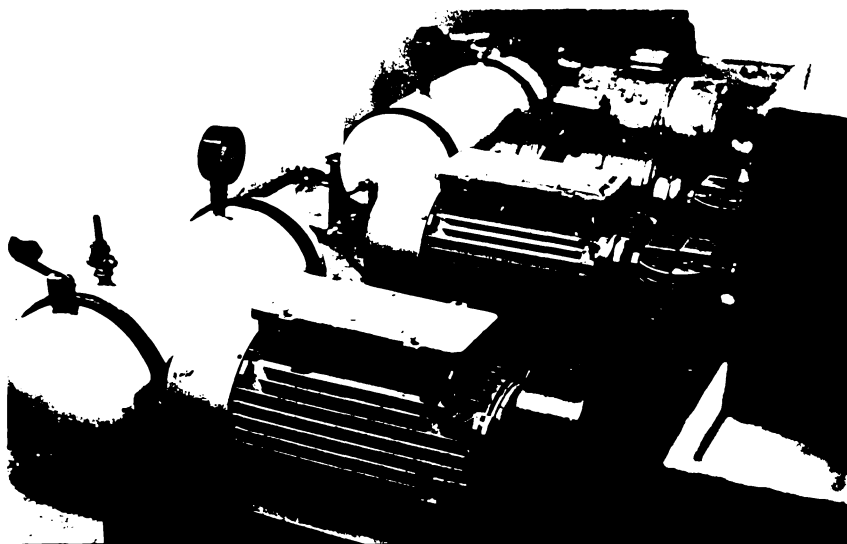


Fig.6.11. Modelul stației - rezervoarele pentru aer comprimat

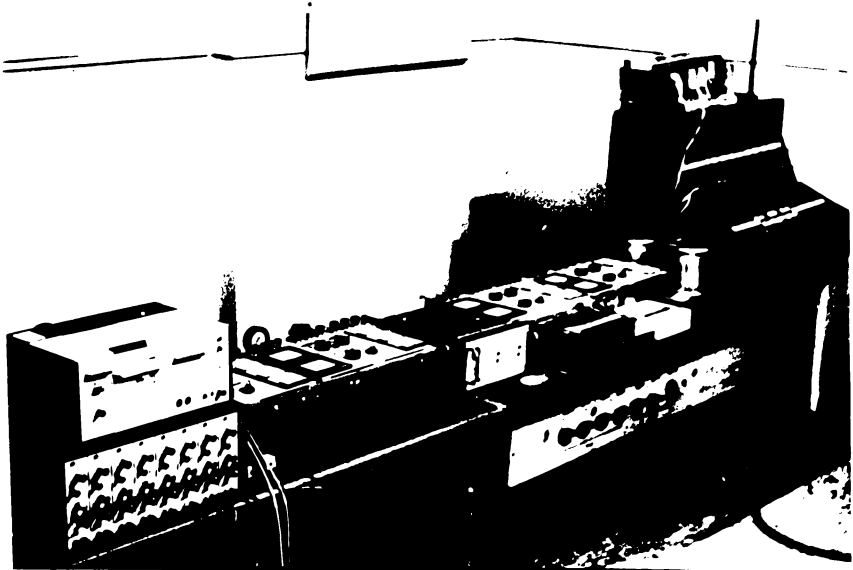


Fig.6.12. Modelul stației - aparatura de măsură și reglare.

- puterii reactive de tip QN-10, blocul traductoarelor de însumare și reglare automată și tabloul de comandă, avînd în partea superioară redresoarele semicomandate. În partea inferioară se văd comutatoarele treptelor bateriilor de condensatoare. În figura 6.13 se vede blocul traductoarelor de putere reactivă, avînd

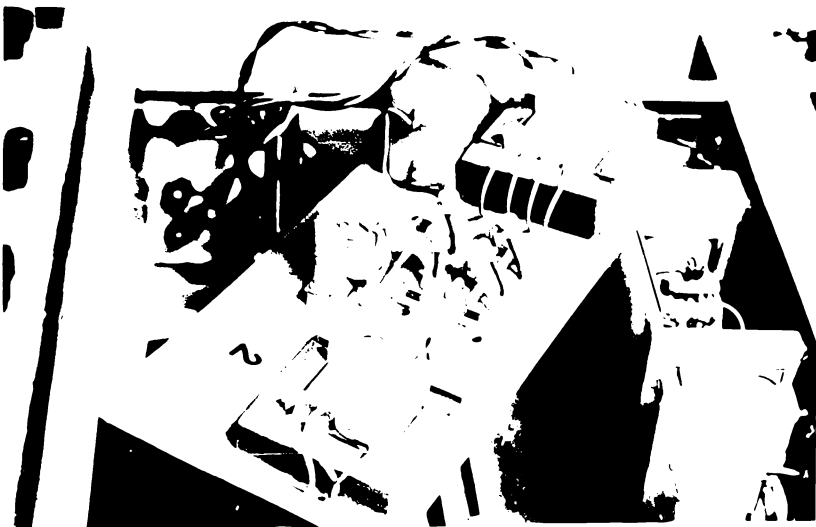


Fig.6.13. Traductoarele de putere reactivă.

unul din traductoare așezat deasupra. In figura 6.14 se vede blocul de comandă pe grilă a celor două redresoare comandate.



Fig.6.14. Blocul de comandă pe grilă

In figura 6.15 se văd cele două redresoare semicomandate, transformatorul de alimentare aferent, blocul de comandă pe grilă

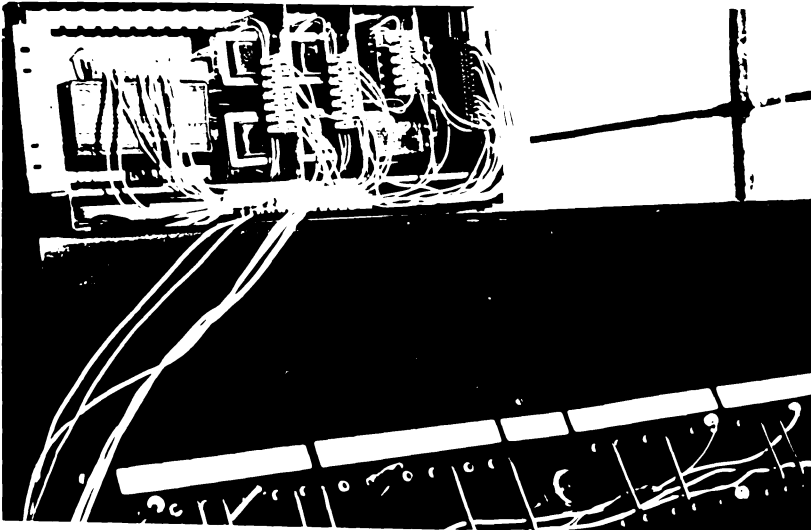


Fig.6.15. Redresoarele semicomandate

și sursa de alimentare stabilizată a circuitelor de comandă, montate pe un șasiu comun, așezat pe tabloul de comandă.

La tabloul de comandă se observă bornele de legare în diferite circuite a aparatelor de măsură. În figura 6.16 se prezintă fotografia rotorului unui motor sincron.

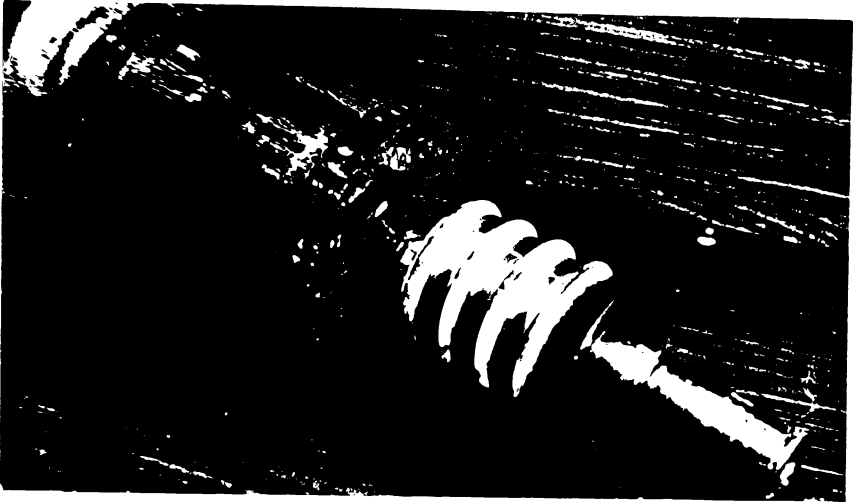


Fig.6.16. Rotorul motorului sincron

Pe fotografie se observă polii, barele coliviei de pornire și amortizare și inelele de scurtcircuitare, se văd inelele de contact, în număr de trei, deoarece, așa cum s-a mai arătat, s-a utilizat axul cu ansamblul inele de la un motor asincron trifazat.

## 7. REZULTATE EXPERIMENTALE

Deoarece în capitolul al șaselea au fost date câteva elemente de calcul legate de realizarea modelului experimental, precum și încercările experimentale care s-au efectuat asupra diferitelor blocuri funcționale ale acestuia, iar în capitolele anterioare s-au dat rezultate experimentale obținute în stații reale de compresoare, în cadrul acestui capitol se vor prezenta sintetic rezultatele experimentale obținute pe modelul stației de compresoare realizat.

Încercările experimentale efectuate au vizat în ansamblu următoarele obiective:

- verificarea pe model a metodelor de optimizare propuse;
- verificarea pe model a sistemului de reglare automată propus și realizat, urmărind posibilitatea aplicării acestuia în stații reale.

Pentru efectuarea încercărilor experimentale modelul a fost completat cu aparatură de măsură, care a permis măsurarea și înregistrarea tuturor mărimilor electrice care descriu funcționarea sa. Schema electrică de principiu în care este indicată amplasarea aparatelor de măsură și legăturile între diferitele blocuri funcționale este arătată în figura 7.1. Măsurarea puterilor reactive  $Q_1$  și  $Q_2$  debitate de motoarele sincrone  $MS_1$  și  $MS_2$ , respectiv a puterilor reactive  $Q_{a1}$  și  $Q_{a2}$  absorbite de motoarele asincrone  $MAS_1$  și  $MAS_2$  s-a făcut cu truse de măsură de tip QN 10 ( $W_1, W_2, W_3$  și  $W_4$ ), care sînt echipate și cu ampermetre pentru măsurarea curentului de linie și voltmetru pentru tensiunea de linie. Pentru măsurarea curentului de excitație al motoarelor sincrone s-au introdus ampermetrele  $A_1$  și  $A_2$ . Înregistrările proceselor tranzitorii și regimurilor staționare s-au realizat cu un oscilograf cu 8 canale (IR), la intrările căruia s-au adus mărimile: curentul statoric al motoarelor sincrone  $I_{s1}$  și  $I_{s2}$ , preluat prin înseriere cu trusele  $W_1$  și  $W_2$ , curenții de excitație  $I_{e1}$  și  $I_{e2}$ , puterile reactive  $Q_1$  și  $Q_2$  ale motoarelor sincrone, preluate de la ieșirile transductoarelor aferente, și suma puterilor reactive  $\sum Q_{a1} = Q_{a1} + Q_{a2}$ , preluată de la ieșirea blocului de însumare BS. Pentru măsurarea

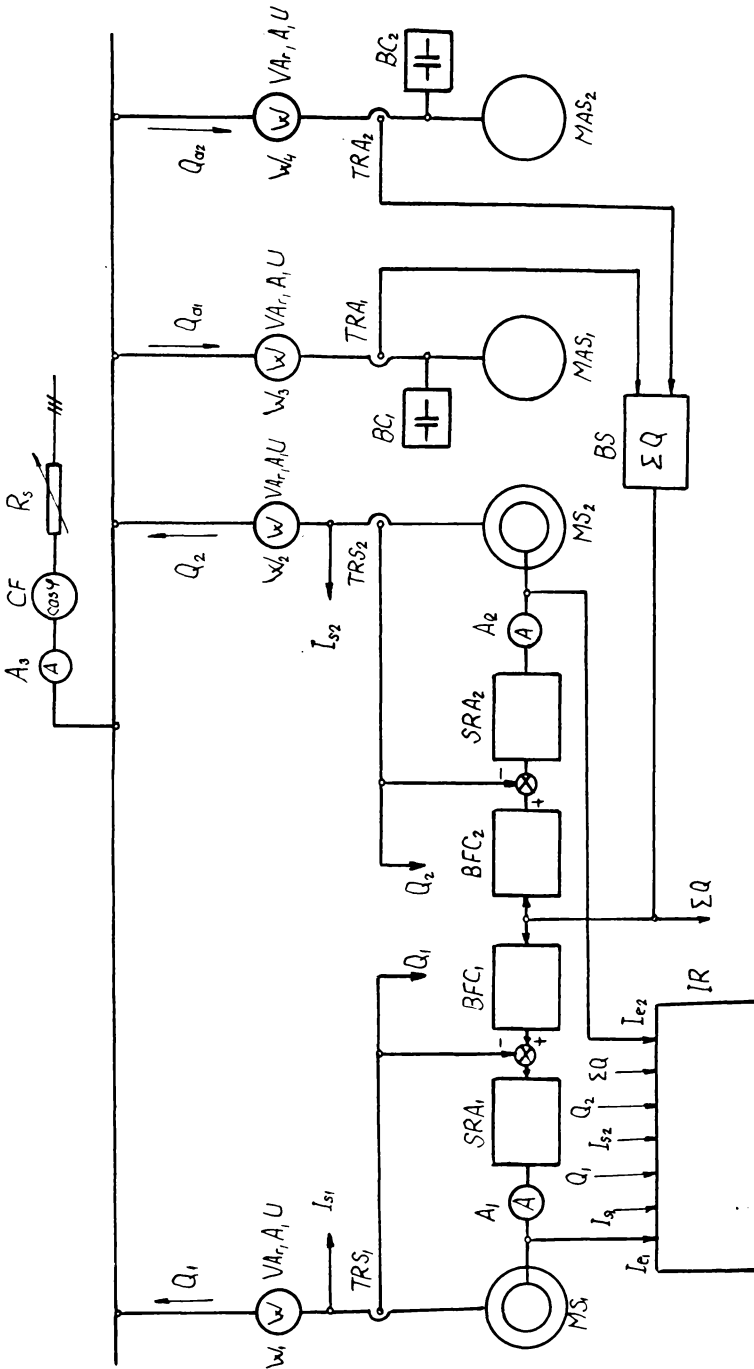


Fig.7.1. Schema de măsură.

factorului de putere pe linia de alimentare a stației și a curentului s-au introdus cosfimetrul CF și ampermetrul  $A_3$ .

### 7.1. Încercări pe motorul sincron model

Pe lângă încercările corespunzătoare regimului staționar de funcționare al motorului sincron, rezultate care au fost prezentate la punctul 6.2, pentru verificarea comportării la pornire a motorului sincron, precum și a variației de curent la funcționarea în sarcină, s-au oscilografiat procesul de pornire și de funcționare în sarcină. Astfel, în figura 7.2 este

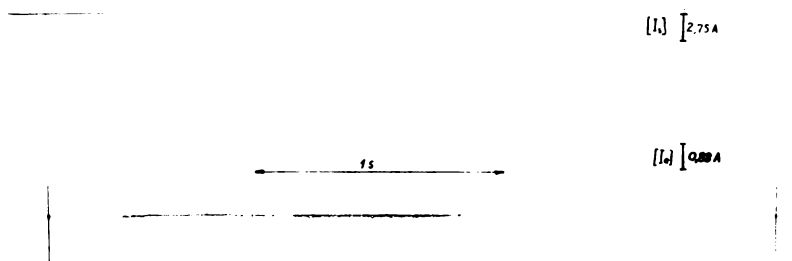


Fig.7.2. Oscilograma pornirii motorului sincron

arătată fotografia oscilogramei procesului de pornire al motorului sincron. Pe oscilogramă s-au înregistrat curentul statoric  $I_s$  și curentul în înfășurarea de excitație  $I_e$ .

Urmărind oscilograma, se pot distinge următoarele etape ale pornirii: la conectarea motorului la rețea, curentul absorbit este mare și pe măsură ce motorul accelerează, se reduce, în același timp, în înfășurarea de excitație se induce o tensiune care produce în rezistența de descărcare un curent care se anulează practic din momentul în care rotorul motorului sincron a atins turația asincronă staționară; din acest moment, curentul absorbit de motorul sincron se menține constant, pînă în momentul conectării tensiunii de excitație, cînd, după cîteva variații datorate oscilațiilor rotorului la intrarea în sincronism, se stabilește la valoarea de regim corespunzătoare mersului sincron.

Pe oscilogramă s-au trecut deasemenea și scările pentru timp și pentru curenți. Din oscilogramă rezultă următoarele date, din care valorile în paranteză reprezintă citirile, în milimetri, de pe oscilogramă, corespunzătoare amplitudinii

curenților și amplitudinea acestora:

- curentul de pornire  $I_p = 10,8 \text{ A}$  (56 mm ; 15,4 A);
- curentul de mers în asincron  $I_{as} = 3,9 \text{ A}$  (20 mm ; 5,5 A);
- curentul maxim la mers sincron  $I_{max} = 1,17 \text{ A}$  (6 mm ; 1,65 A);
- curentul minim la mers sincron  $I_{min} = 0,585 \text{ A}$  (3 mm ; 0,825 A);
- amplitudinea maximă a curentului indus în înfășurarea de excitație la pornire  $I_{eimax} = 1,144 \text{ A}$  (13 mm);
- timpul de stabilire a curentului de excitație (din momentul conectării tensiunii de excitație pînă la stabilirea valorii staționare)  $t_{se} \approx 0,25 \text{ s}$
- timpul de stabilire a turației staționare în asincron  $t_{as} \approx 0,4 \text{ s}$ .

Cu aceste date se pot calcula:

- Raportul  $\frac{I_p}{I_N} = \frac{10,8}{2,71} = 4$ ; este mai bun decît valoarea de calcul  $\left(\frac{I_p}{I_N}\right)_{\text{calc}} = 5$

- Constanta de timp a excitației  $T'_d = \frac{t_{se}}{4} = 0,0625 \text{ s}$ , valoare foarte apropiată de cea calculată ( $T'_d = 0,064 \text{ s}$ );

- Amplitudinea maximă a tensiunii indusă în înfășurarea de excitație:  $U_{eimax} = I_{eimax} \cdot R_e = 1,144 \cdot 85,89 = 98,2 \text{ V}$ , valoare nepericuloasă pentru izolația înfășurării de excitație.

În figura 7.3 se prezintă oscilograma curentului statoric și a curentului de excitație la mers în sarcină stabilizată a motorului sincron (presiune de refulare  $p_2 = 6,4 \text{ at}$ ; puterea absorbită  $P_a = 0,78 \text{ kW}$ ; curentul statoric măsurat cu ampermetrul  $I_s = 1,4 \text{ A}$ ; curentul de excitație măsurat cu ampermetrul  $I_e = 1 \text{ A}$ , factor de putere  $\cos \varphi = 0,815 \text{ cap}$ ). De pe oscilogramă se determină:

- curentul maxim  $I_{max} = 1,755 \text{ A}$  (9 mm ; 2,474 A);
- curentul minim  $I_{min} = 1,17 \text{ A}$  (6 mm ; 1,65 A);
- curentul de excitație  $I_e = 0,968 \text{ A}$  (11 mm) (valoare medie).



$[I_s] [2,75 A]$

$\xrightarrow{0,1 s}$

$[I_e] [0,88 A]$

Fig.7.3. Oscilograma curentului statoric și de excitație la mers în sarcină stabilizată

Se poate calcula acum, cu relația (2.61) oscilația curentului (raportată la valoarea medie):

$$\Delta I = \frac{I_{\max} - I_{\min}}{\frac{I_{\max} + I_{\min}}{2}} \cdot 100 = \frac{0,585}{1,462} \cdot 100 = 40 \%$$

Calculînd oscilația curentului pentru oscilograma mersului în gol (partea stabilizată, fig.7.2) rezultă valoarea  $\Delta I = 66,7 \%$ . Comparînd cele două valori corespunzătoare mersului în gol ( $\Delta I = 66,7 \%$ ) și mersului în sarcină ( $\Delta I = 40 \%$ ) se observă că la mers în sarcină oscilațiile curentului, raportate la valoarea medie, scad. La sarcină nominală ( $p_2 = 8 \text{ at}$ ) a rezultat  $\Delta I = 22,3 \%$ , iar pentru motorul sincron al compresorului L 100 s-a măsurat la sarcină nominală  $\Delta I = 17 \%$ , valori mai bune decît valoarea de  $\Delta I = 33 \%$  indicată în literatură [132] ca satisfăcătoare.

## 7.2. Încercări pe modelul stației fără sistemul de reglare automată

În cadrul acestui paragraf se prezintă cîteva rezultate obținute pe modelul de laborator al stației fără sistemul de reglare automată. S-au realizat două grupe de încercări:

- cu un singur motor sincron în funcțiune;
- cu amîndouă motoarele sincrone în funcțiune.

Pentru ambele categorii de încercări s-au păstrat permanent încărcarea motoarelor sincrone constantă ( $p_2 \approx 6,4 \text{ at}$ ), și s-a modificat puterea reactivă absorbită de cele două motoare asincrone, prin compensarea în trepte cu ajutorul bateriilor de condensatoare  $BC_1$  și  $BC_2$ , urmărindu-se, ca pe baza

relațiilor stabilite în capitolul 3, să se compare sub aspectul pierderilor, diferite variante de încărcare a motoarelor sincrone cu putere reactivă. Pentru aceasta, bateria de condensatoare  $BC_1$  este prevăzută cu trei grupe de condensatoare  $K_{11}$ ,  $K_{12}$  și  $K_{13}$ , iar bateria  $BC_2$  este prevăzută cu patru grupe de condensatoare  $K_{21}$ ,  $K_{22}$ ,  $K_{23}$  și  $K_{24}$ ; prin gruparea corespunzătoare a acestora, se poate obține o plajă foarte largă de valori pentru puterile reactive  $Q_{a1}$  și  $Q_{a2}$ , respectiv pentru  $\sum Q$ . În tabelele 7.1 și 7.2 sînt date treptele de putere reactivă pentru cele două motoare asincrone, indicîndu-se combinația de trepte a bateriei folosită, curentul absorbit pe linia de alimentare a motorului I (motorul împreună cu bateria legată la bornele sale), factorul de putere și componentele activă  $I_a = I \cos \varphi$  și reactivă  $I_r = I \sin \varphi$ ; încercările s-au efectuat la încărcare constantă, puterea activă absorbită  $P_a$  fiind pentru  $MAS_1$ ,  $P_{a1} = 1,7$  kW, iar pentru  $MAS_2$ ,  $P_{a2} = 2,932$  kW.

Tabelul 7.1.

$MAS_1$

Treptele bateriei $BC_1$	$Q_a$ [VAR]	I [A]	$\cos \varphi$	$I_a$ [A]	$I_r$ [A]
- $K_{11} + K_{12}$	-294	2,65	0,985 cap.	2,61	-0,459
$K_{11}$	225	2,55	0,990	2,52	0,36
$K_{12} + K_{13}$	623	2,65	0,945	2,50	0,866
$K_{12}$	1074	3,00	0,845	2,535	1,6
$K_{13}$	1143	3,05	0,835	2,54	1,678
Fără cond.	1628	3,50	0,74	2,59	2,355

Se observă că prima valoare din tabelul 7.1 a puterii reactive este negativă, adică, datorită supracompensării, se trimite putere reactivă pe barele stației. S-a utilizat această treaptă pentru a permite prin însumare obținerea unor valori intermediare pentru  $\sum Q_i$ .

Tabelul 7.2.

Treptele bateriei BC <sub>2</sub>	Q <sub>a</sub> [VAR]	I [A]	cos ϕ	I <sub>a</sub> [A]	I <sub>r</sub> [A]
K <sub>21</sub> + K <sub>22</sub> + K <sub>23</sub>	0	4,1	1,00	4,1	0
K <sub>21</sub> + K <sub>22</sub>	277	4,2	0,995	4,18	0,42
K <sub>21</sub> + K <sub>23</sub> + K <sub>24</sub>	381	4,21	0,99	4,16	0,588
K <sub>21</sub> + K <sub>23</sub>	554	4,25	0,982	4,17	0,79
K <sub>21</sub>	762	4,45	0,97	4,31	1,04
K <sub>22</sub> + K <sub>23</sub> + K <sub>24</sub>	1281	4,5	0,91	4,1	1,7
K <sub>22</sub> + K <sub>23</sub>	1420	4,7	0,89	4,18	1,9
K <sub>22</sub>	1662	4,95	0,87	4,3	2,12
K <sub>23</sub>	1940	5,2	0,835	4,3	2,36
Fără cond.	2113	5,5	0,81	4,4	2,58

7.2.1. Incercări cu un singur motor sincron în funcțiune

Această situație corespunde stației de compresoare studiată în capitolul 3. În acest caz s-au determinat (fig.6.1) prin măsurare și calcul:

- rezistența suplimentară a liniei:  $R_s = 1,51 \Omega$
- rezistența echivalentă a transformatorului:  $R_T = 0,9 \Omega$
- rezistența liniei:  $R_l = 0,0895 \Omega$ .

Rezistența totală corespunzătoare liniei este:

$$R = R_l + R_T + R_s = 0,0895 + 0,9 + 1,51 = 2,5 \Omega$$

Ca motor sincron s-a utilizat motorul MS<sub>1</sub>, al cărui compresor a funcționat la  $p_2 = 6,4$  at (tabelul 6.5).

S-a stabilit pentru motoarele asincrone funcționarea la sarcină constantă, cu puterile reactive măsurate:

$$Q_{a1} = 1628 \text{ VAR}$$

$$Q_{a2} = 2113 \text{ VAR}$$

rezultînd

$$\sum Q_1 = Q_{a1} + Q_{a2} = 1628 + 2113 = 3741 \text{ VAR.}$$

S-a determinat puterea reactivă optimă a motorului sincron, conform relației (3.9):

$$Q_{s\text{opt}} = \frac{\sum Q_1 - b_1 \frac{U_b^2}{2R}}{1 + a_1 \frac{U_b^2}{R}} = \frac{3741 - 0,045 \frac{380^2}{2 \cdot 2,5}}{1 + 3,048 \cdot 10^{-4} \frac{380^2}{2,5}} = 136,72 \text{ VAR}$$

Asigurînd pentru motorul sincron această valoare a puterii reactive, s-au determinat prin măsurători și calcul pierderile conform celor arătate în capitolul 3. Pentru comparație, s-au stabilit pentru motorul sincron încă două regimuri de funcționare:  $Q_s = 0$  (minim) și  $Q_s = 795,8$  VAR (valoarea maximă a puterii reactive pe care o poate produce). Rezultatele măsurătorilor sînt centralizate în tabelul 7.3, unde s-au utilizat notațiile:  $I_l$  - curentul în linia de alimentare a stației,  $P$  - pierderile în linie,  $P_t$  - pierderile totale (în motorul sincron și linie),  $P_1$  - pierderile în statorul motorului sincron,  $P_e$  - pierderile în excitație,  $\Delta P$  - diferența de pierderi față de regimul optim.

Tabelul 7.3.

$Q_s$ [VAR]	$I_e$ [A]	$I_s$ [A]	$I_l$ [A]	$P_e$ [W]	$P_1$ [W]	$P_l$ [W]	$P_t$ [W]	$\Delta P$ [W]	$\Delta P$ [%]	$\cos \varphi$
0	0,72	1,15	9,41	42,46	27,68	662,7	732,9	17	+2,3	0,87
136,72 optim	0,77	1,18	9,22	49,27	29,14	637,5	715,9	0	0	0,891
795,8	1,24	1,85	8,84	127,13	71,65	586,1	785	69,1	+9,6	0,927

Rezultatele din tabelul 7.3 evidențiază că în cazul în care motorul sincron a funcționat cu puterea reactivă optimă pierderile totale au fost minime, respectiv  $\Delta P = 0$ .

#### 7.2.2. Încercări cu amîndouă motoarele sincrone în funcțiune

Aceste încercări au urmărit determinarea pierderilor la diferite moduri de repartiție a puterii reactive între motoarele sincrone.

Pe lîngă varianța de repartiție optimă a puterii reactive, pe baza relațiilor stabilite în capitolele 3 și 6, s-au

considerat și alte patru variante de repartitie a puterii reactive, stabilite pe baza constatării unor situații frecvent întâlnite în practică. Astfel, adeseori în practică puterea reactivă se repartizează în mod egal motoarelor sincrone, unui singur motor sau proporțional cu puterea motoarelor sincrone.

Pe această bază, variantele de repartitie a puterii reactive considerate sînt:

Varianta 1 (optimă)	$Q_{1opt} = 0,49 Q_t - 42$
	$Q_{2opt} = 0,51 Q_t + 42$
Varianta 2	$Q_1 = Q_2 = \frac{Q_t}{2}$
Varianta 3	$Q_1 = Q_t$
	$Q_2 = 0$
Varianta 4	$Q_1 = 0$
	$Q_2 = Q_t$
Varianta 5	$Q_1 = 0,4 Q_t$
	$Q_2 = 0,6 Q_t$

Rezultatele măsurătorilor sînt concentrate în tabelul 7.4. În tabel nu se mai indică pierderile pe linia de alimenta-

Tabelul 7.4

Varianta	1 optim	2	3	4	5
$Q_1$ [Var]	339,71	389,5	779	0	311,6
$Q_2$ [Var]	439,29	389,5	0	779	467,4
$I_{e1}$ [A]	0,91	0,94	1,23	0,72	0,89
$I_{e2}$ [A]	0,9	0,87	0,68	1,12	0,92
$I_1$ [A]	1,28	1,32	1,84	1,15	1,25
$I_2$ [A]	1,25	1,22	1,1	1,75	1,28
$P_{t1}$ [W]	102	109,5	196,9	70,54	100,74
$P_{t2}$ [W]	102,67	97,6	65,71	173,55	107,9
$P_t$ [W]	204,67	207,1	262,61	244,1	208,64
$\Delta P$ [W]	0	2,43	57,94	39,43	3,97
$\Delta P$ [%]	0	1,2	28,3	19,3	1,94

re a stației, deoarece compensarea fiind totală, acestea sînt minime pentru fiecare variantă de repartiție a puterii reactive considerată.

Comparînd între ele pierderile totale  $P_t = P_{t1} + P_{t2}$ , se constată că cea mai dezavantajoasă repartiție este dată de variantele 3 și 4, adică atunci cînd la compensare nu participă decît un singur motor.

### 7.3. Incercări pe modelul stației cu sistemul de reglare automată

În cadrul acestui paragraf se prezintă sintetic rezultatele experimentărilor pe modelul stației, în instalație fiind inclus și sistemul de reglare automată a excitației. Schema completă a instalației este prezentată în fig. 6.1. Incercările experimentale au vizat următoarele:

- verificarea calității dinamice a sistemului de reglare automată;
- verificarea sistemului de reglare automată sub aspectul preciziei de realizare a relațiilor care definesc puterea reactivă optimă, conform criteriului de optimizare enunțat;
- verificarea fiabilității instalației.

Se face aici precizarea că pentru problema propusă spre rezolvare în cadrul tezei, experimentările făcute atît în stații de compresoare reale cît și pe model, au arătat că în funcționarea acestor instalații apar variații însemnate de putere reactivă, cu caracter de salt, numai în situația pornirii sau opririi unor agregate (pompe, ventilatoare, etc.). Ori, aceste situații nu sînt caracteristică pentru funcționarea unei stații de compresoare, care are un regim de funcționare de lungă durată, atît pentru compresoare, cît și pentru celelalte utilaje ale căror motoare asincrone sînt consumatoare de putere reactivă, sarcina păstrîndu-se în timp aproape constantă. Ca urmare, s-a considerat că nu este neapărat necesar ca sistemul să aibă o acțiune deosebit de rapidă, urmărindu-se în mod deosebit ca la salturi brusce de putere reactivă, răspunsul sistemului de reglare să fie aperiodic, pentru a nu periclita stabilitatea motorului sincron. Astfel în figura 7.4 se prezintă o oscilogramă în care se evidențiază răspunsul sistemului de reglare automată la salt de tip treaptă de putere reactivă. Oscilograma s-a înregistrat cu motoarele sincrone în sarcină

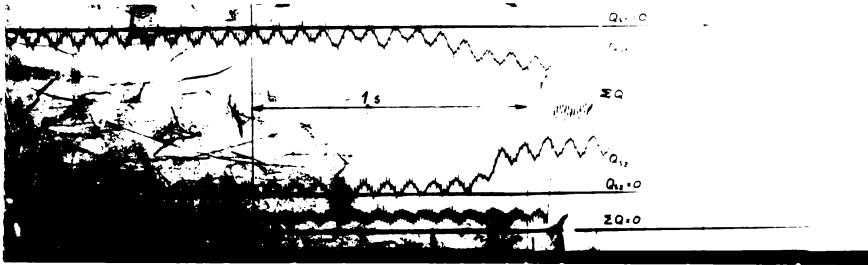


Fig.7.4. Oscilograma răspunsului sistemului de reglare la treaptă de putere reactivă.

apropiată de cea nominală, compresoarele debitînd pe același rezervor-tampon la o presiune de 6,4 at. Saltul de putere reactivă s-a realizat în ambele sensuri, funcționînd motorul asincron  $MAS_1$ , prin cuplarea și decuplarea unei secțiuni a bateriei sale de condensatoare, conform tabelului 7.1 :

Funcționare  $MAS_1$   $(\sum Q)_1 = 1628 \text{ VAR}$   
fără baterie de condensatoare

Funcționare  $MAS_1$  cu treapta  
 $K_{11}$  a bateriei de condensatoare  $(\sum Q)_2 = 225 \text{ VAR}$

Ca urmare, saltul de putere reactivă a fost  $\Delta(\sum Q) = (\sum Q)_1 - (\sum Q)_2 = 1403 \text{ VAR}$ .

De pe oscilogramă se vede clar forma aperiodică a răspunsului motoarelor sincrone, rezultînd un timp de stabilizare de circa 0,28 s, care corespunde pe deplin scopului propus, deoarece, așa cum s-a mai arătat, pentru stațiile de compresoare este specific regimul de funcționare de lungă durată cu sarcină constantă, apărînd rar variații brusce de putere reactivă, deci sistemului de reglare automată nu i se impun performanțe dinamice deosebite.

### 7.3.1. Incercări cu un motor sincron în funcțiune

Așa cum s-a arătat în capitolul 3, atunci cînd în stație funcționează un singur motor sincron, puterea reactivă optimă a acestuia este dată de relația (3.9), care pentru datele de la punctul 6.1.1., cu  $R = 2,5 \Omega$ , devine:

$$Q_{\text{sopt}} = \frac{\sum Q_i - b_1 \frac{U_b^2}{2R}}{1 + a_1 \frac{U_b^2}{R}} = \frac{\sum Q_i - 0,045 \frac{380^2}{2 \cdot 2,5}}{1 + 3,048 \cdot 10^{-4} \frac{380^2}{2,5}} = 0,0537 \sum Q_i - 69,85,$$

adică, conform relațiilor (6.5) și (6.6), avem :

$$\alpha_s = 0,0537$$

$$\beta_s = 69,85$$

Cu aceste valori, pentru calibrarea blocului de formare a semnalului de comandă rezultă, conform relațiilor (6.10) și (6.10)', valorile:

$$U_{c1} = 10 \cdot \alpha_s = 10 \cdot 0,0537 = 0,537 \text{ V}$$

$$U_{c2} = -\beta_s \cdot K_T = -69,85 \cdot 0,00207 = -0,144 \text{ V.}$$

Avînd în vedere că pentru motorul sincron  $MS_1$  se impune limitarea inferioară a puterii reactive la valoarea zero și limitarea superioară a puterii reactive la valoarea  $Q_{\text{max}} = 795,8 \text{ VAR}$ , s-au reglat limitele tensiunii de excitație la valorile  $U_{\text{emin}} = 59 \text{ V}$  și  $U_{\text{emax}} = 105,4 \text{ V}$  (tabelul 6.5).

Cu aceste ajustări ale sistemului de reglare automată, s-au efectuat încercări pe model, în aceleași condiții ca la punctul 7.11., cu ambele motoare asincrone în funcțiune, diferitele valori ale lui  $\sum Q_i$  obținîndu-se prin manevrarea bateriilor de condensatoare, conform datelor din tabelele 7.1 și 7.2. Rezultatele măsurătorilor sînt centralizate în tabelul 7.5. În tabel s-au dat, pentru comparare, atît valorile lui  $Q_{\text{sopt}}$  calculate pe baza relației (3.9), cît și valorile măsurate pe model, realizate de sistemul de reglare automată. Comparînd valorile lui  $Q_{\text{sopt}}$  calculate și măsurate, se constată o bună concordanță, cu excepția rîndului al optălea, la care apare o abatere mare relativă între mărirea realizată de sistemul de reglare  $Q_{\text{sopt}} = 8 \text{ VAR}$  și mărirea calculată  $Q_{\text{sopt}} = 2,7 \text{ VAR}$ . Aceasta se datorește derivei de nul a traductorului de putere reactivă, ceea ce însă nu afectează performanțele sistemului în ansamblu. Din tabel rezultă de asemenea că, pentru valori ale lui  $\sum Q_i$  sub 2338 VAR, factorul de putere pe linia de alimentare a stației devine mai bun decît factorul de putere neutral.

Pe baza relației (3.9) particularizată pentru acest caz, ținînd seama de limitările impuse de motorul sincron pen-



tru puterea reactivă pe care o poate produce, rezultă valorile

Tabelul 7.5.

$\sum Q_i$ [VAR]	$Q_{sopt}$ (calculat) [VAR]	$Q_{sopt}$ (măsurat) [VAR]	$\cos \varphi$ (calculat)	$\cos \varphi$ (măsurat)	Observ.
3741	131,041	138	0,832	0,835	
3568	121,75	129	0,843	0,847	
3256	104,99	112	0,864	0,867	
3187	101,29	104	0,868	0,87	
2736	77,07	86	0,897	0,905	
2338	55,7	60	0,921	0,93	
2182	47,32	51	0,930	0,932	
1351	2,7	8	0,970	0,98	
779	-28,02	0	0,989	0,991	Limitare inferioară a puterii reactive

extreme ale lui  $\sum Q_i$  pentru care sistemul de reglare automată nu limitează puterea reactivă a motorului sincron:

$$Q_{sopt} = 0 ; (\sum Q_i)_{min} = 1300,74 \text{ VAR} ;$$

$$Q_{sopt} = 795,8 \text{ VAR} ; (\sum Q_i)_{max} = 16.120 \text{ VAR}.$$

Se observă că domeniul de variație a lui  $\sum Q_i$ , pentru care sistemul de reglare automată realizează minimalizarea pierderilor, este foarte larg. Însă, dacă se are în vedere și necesitatea realizării factorului de putere neutral, acest domeniu se restrânge în partea superioară, limitându-se la  $(\sum Q_i)_{max} = 2338 \text{ VAR}$ . Dacă se compară această valoare cu puterea reactivă absorbită de câte unul din motoarele asincrone MAS<sub>1</sub> sau MAS<sub>2</sub>, se observă că sînt de același ordin de mărime; ori aceste motoare au puterea nominală de același ordin de mărime cu cea a motorului sincron. Această constatare, care de altfel a rezultat și din calculele făcute pentru stații reale [139], ne permite să apreciem că metoda este pe deplin aplicabilă în stațiile în care puterea nominală a motorului este de ordinul de mărime al susei puterilor nominale ale motoarelor asincrone. În situația unui consum de putere reactivă mai mare, ca de exemplu în cazul modelului analizat peste 2338 VAR, fie se acoperă o parte prin baterii de condensatoare, fie, după caz, se renunță la asigurarea factorului de putere neutral.

Pentru a evidenția efectul lungimii liniei de alimen-

tare a stației, prin rezistența echivalentă  $R$ , asupra posibilității de optimizare, s-au repetat încercările, în aceleași condiții ca mai înainte, dar pentru o linie mai scurtă, avînd  $R = 1,5\Omega$ , expresia puterii reactive optime a motorului sincron fiind:

$$Q_{\text{sopt}} = \frac{\sum Q_i - b_1 \frac{U_b^2}{2R}}{1 + a_1 \frac{U_b^2}{R}} = \frac{\sum Q_i - 0,045 \frac{380^2}{2 \cdot 1,5}}{1 + 3,048 \cdot 10^{-4} \frac{380^2}{1,5}} = 0,033 \sum Q_i - 71,38$$

cu valorile pentru calibrarea blocului de formare a semnalului de comandă:

$$U_{c1} = 10 \cdot \alpha_s = 10 \cdot 0,033 = 0,33 \text{ V}$$

$$U_{c2} = -\beta_s \cdot K_T = -71,38 \cdot 0,00207 = -0,147 \text{ V}$$

Rezultatele măsurărilor sînt concentrate în tabelul 7.6. Valorile extreme ale lui  $\sum Q_i$  pentru care sistemul de  
Tabelul 7.6

$\sum Q_i$ [VAR]	$Q_{\text{sopt}}$ (calculat) [VAR]	$Q_{\text{sopt}}$ (măsurat) [VAR]	$\cos \varphi$ (calculat)	$\cos \varphi$ (măsurat)	Observ.
3741	52,05	60	0,826	0,828	
3568	46,36	52	0,838	0,841	
3256	36,07	42	0,859	0,852	
3187	33,8	37	0,864	0,867	
2736	18,9	25	0,891	0,895	
2338	5,77	8	0,918	0,92	
2182	0,62	0	0,927	0,931	
1351	-26,8	0	0,975	0,97	Limitare inferioară a puterii reactive

reglare nu limitează puterea reactivă a motorului sincron vor fi în acest caz:

$$Q_{\text{sopt}} = 0 ; (\sum Q_i)_{\text{min}} = 2163 \text{ VAR}$$

$$Q_{\text{sopt}} = 795,8 \text{ VAR} ; (\sum Q_i)_{\text{max}} = 26278 \text{ VAR}$$

Dacă se are în vedere și limita superioară pentru  $\sum Q_i$  impusă de realizarea pe linia de alimentare a factorului neutral, adică cel puțin  $\cos \varphi = 0,92$ , pentru care  $\sum Q_i = 2338 \text{ VAR}$ , rezultă că realizarea simultană a celor două condiții de optim,

adică pierderi minime și factor de putere  $\cos \varphi = 0,92$  se poate obține numai pentru intervalul  $2163 \leq \sum Q_i \leq 2338$ , adică pentru  $\Delta(\sum Q_i) = 2338 - 2163 = 175$  VAR. Comparînd acest rezultat cu cel corespunzător cazului anterior, cu linie mai lungă ( $R = 2,5\Omega$ ), cînd  $\Delta(\sum Q_i) = 2338 - 1300,74 = 1037,25$  VAR, rezultă că metoda propusă de optimizare își găsește aplicabilitate în cazul acelor stații care sînt alimentate prin linii lungi. Ori, așa cum s-a mai arătat, asemenea situații se întîlnesc frecvent în stațiile de compresoare ale întreprinderilor miniere și de explorări și prospecțiuni geologice, care datorită specificului de amplasare în teren, se racordează la sistemul energetic prin linii de lungime însemnată. În anumite cazuri concrete însă, se pot încadra în condițiile arătate mai sus și alte instalații industriale, în care se utilizează motoare sincrone pentru acționare.

### 7.3.2. Incercări cu amîndouă motoarele sincrone în funcțiune

În această situație, motoarele sincrone au acoperit integral, așa cum s-a arătat în paragraful 7.2.2., puterea reactivă absorbită de cele două motoare asincrone, astfel că pe linia de alimentare a stației, atît timp cît nu este depășită capacitatea de compensare a motoarelor sincrone respectiv nu acționează limitarea tensiunii de excitație, puterea reactivă este nulă ( $\cos \varphi = 1$ ).

Expresiile puterilor reactive optime ale celor două motoare sincrone sînt date de relațiile (6.2):

$$Q_{1opt} = 0,49 Q_t - 42$$

$$Q_{2opt} = 0,51 Q_t + 42$$

unde s-a notat  $\sum Q_i = Q_t$ .

Tensiunile de calibrare pentru blocurile de formare a semnalului de comandă, conform celor arătate în capitolul 6, sînt:

Motor sincron MS<sub>1</sub>

$$U_{c1} = 0,49 \cdot 10 = 4,9 \text{ V,}$$

$$U_{c2} = -42 \cdot K_T = -42 \cdot 0,00207 = -0,087 \text{ V ;}$$

Motor sincron MS<sub>2</sub>

$$U_{c1} = 0,51 \cdot 10 = 5,1 \text{ V,}$$

$$U_{c2} = 42 \cdot K_T = 42 \cdot 0,00207 = 0,087 \text{ V.}$$

Domeniile de variație a puterii reactive, respectiv ale tensiunii și curentului de excitație ale celor două motoare sincrone au fost limitate la valorile (tabelele 6.5 și 6.8) :

Motorul sincron MS<sub>1</sub>

$$Q_{s1min} = 0 ; Q_{s1max} = 795,8 \text{ VAR} ;$$

$$U_{elmin} = 59 \text{ V} ; U_{elmax} = 105,4 \text{ V} ;$$

$$I_{elmin} = 0,72 \text{ A} ; I_{elmax} = 1,24 \text{ A} .$$

Motorul sincron MS<sub>2</sub>

$$Q_{s2min} = 0 ; Q_{s2max} = 986,1 \text{ VAR} ;$$

$$U_{e2min} = 55 \text{ V} ; U_{e2max} = 104 \text{ V} ;$$

$$I_{e2min} = 0,675 \text{ A} ; I_{e2max} = 1,25 \text{ A} .$$

Rezultatele măsurătorilor sînt concentrate în tabelul 7.7., unde s-au trecut și puterile reactive  $Q_{a1}$  și  $Q_{a2}$  absorbi-

Tabelul 7.7

Nr. crt.	$Q_{a1}$ [VAR]	$Q_{a2}$ [VAR]	$\sum Q_i = Q_{a1} + Q_{a2}$ [VAR]	$Q_{s1}$ (calc.) [VAR]	$Q_{s1}$ (măs.) [VAR]	$Q_{s2}$ (calc.) [VAR]	$Q_{s2}$ (măs.) [VAR]	$\cos \varphi$	Obs.
1	1281	1143	2424	1146	805	1278	995	0,993	Limitare sup. $Q_{s1}$ și $Q_{s2}$
2	1662	623	2285	1078	805	1207	995	0,995	
3	762	1074	1836	858	805	978	967	0,997	Limitare sup. $Q_{s1}$
4	1420	225	1645	764	753	881	875	0,999	ind.
5	277	1143	1420	654	649	766	762	0,999	ind.
6	321	623	1004	450	441	554	545	0,993	ind.
7	554	225	779	340	337	439	424	0,992	ind.
8	225	227	452	180	177	272	268	0,999	ind.
9	277	0	277	94	87	183	174	0,999	ind.
10	381	-294	87	0,63	8	86,37	78	0,999	cap.
11	0	-294	-294	-102	0	-192	0	0,998	cap. Limitare inf. $Q_{s1}$ și $Q_{s2}$ .

te de cele două motoare asincrone. Valorile negative ale lui  $Q_{a1}$  arată că bateria de condensatoare atașată motorului asincron MAS<sub>1</sub> furnizează o putere reactivă mai mare decît cea absorbită de motorul asincron (tabelul 7.1), aceasta fiind nece-

sară pentru a verifica limitarea inferioară a puterii reactive a motoarelor sincrone.

Din rezultatele centralizate în tabel rezultă că sistemul de reglare automată realizează cu o foarte bună precizie puterile reactive optime pentru motoarele sincrone, între valorile măsurate și cele calculate existînd abateri mici (sub 2,5%). Deasemenea, pentru rîndurile 1 și 2 se observă limitarea puterii reactive a motoarelor sincrone la valori apropiate de  $Q_{smax}$  impuse pentru fiecare motor; pentru rîndul 3 numai puterea reactivă a motorului sincron  $MS_1$  este limitată superior, iar pentru rîndul 11 puterea reactivă a motoarelor sincrone a fost limitată inferior.

Si în acest caz, pe baza calculelor și măsurătorilor efectuate rezultă că metoda este aplicabilă în acele stații în care suma puterilor reactive a motoarelor asincrone este aproximativ egală sau mai mică decît suma puterilor reactive pe care o pot produce motoarele sincrone. La depășirea puterii reactive a unui motor sincron, se asigură pentru acesta funcționarea la putere reactivă maximă, iar pentru celelalte motoare sistemul de reglare asigură puterea reactivă optimă; se pot lua în considerare, în acest caz, două posibilități:

- sistemul de reglare automată asigură comanda puterii reactive produse de celelalte motoare sincrone fără a ține seama de limitarea puterii reactive a unuia sau mai multor motoare;

- la depășirea și deci limitarea puterii reactive a unui motor sincron, acesta să asigure puterea reactivă maximă,  $Q_{simax}$ . Diferența  $Q_t - Q_{simax}$ , urmează a fi din nou repartizată celorlalte motoare sincrone, avînd în vedere aceeași varianță de repartizare.

Prima posibilitate este aplicată pe modelul experimental realizat de autor; cea de a doua posibilitate a fost aplicată practic în cadrul unui contract de cercetare [139], cînd s-au determinat, pentru diferite situații de funcționare a unei stații de compresoare, puterile reactive optime ale motoarelor sincrone. Astfel, prin aplicarea metodei de determinare a puterii reactive optime la o stație de compresoare a I.P.E.G. Caransebeș, a rezultat o economie de energie de 7491,6 kWh/an, iar prin aplicarea repartiției optime a puterii reactive, pentru

o altă stație a aceleiași întreprinderi, economia de energie realizată a fost de 21.600 kWh/an. Pe ansamblul stațiilor de compresoare ale întreprinderii, economia de energie realizată a fost de cca 4%. În anexa 6 se prezintă în original scrisoarea de confirmare a beneficiarului a rezultatelor aplicării în practică a cercetărilor întreprinse în cadrul contractului de cercetare menționat mai sus.

## CONCLUZII

Compressoarele pentru aer cu piston sînt agregate de o importanță deosebită în economia națională, avînd în vedere numărul mare de procese tehnologice care utilizează ca agent energetic aerul comprimat. Dat fiind specificul acționării acestor agregate, motorul sincron s-a impus astăzi ca cel mai potrivit pentru acționare, iar calculul acționării, așa cum rezultă din sinteza făcută în capitolul 2, este tratat pe larg în literatura de specialitate.

În condițiile impuse de necesitatea economisirii energiei electrice, determinarea pentru motoarele sincrone de acționare a unor regimuri optime de funcționare, sub aspect economic și tehnic, este deosebit de actuală. Pe această linie se înscrie și prezenta lucrare.

Contribuțiile originale cuprinse în lucrare sînt următoarele:

- încadrarea motorului sincron într-un sistem productiv complex bine precizat, urmărindu-se optimizarea sistemului de acționare în ansamblu, și nu numai a acționării cu un motor sincron individual (cap.3) ;
- elaborarea în formă unitară a teoriei optimizării stației de compresare, privită ca sistem complex de acționare sub aspectul minimizării pierderilor, folosind capacitatea de compensare a motoarelor sincrone (cap.3) ;
- modelarea prin similitudine a motorului sincron (cap.5);
- concepția și realizarea fizică, pe baza metodei de optimizare propuse, a unui sistem original de reglare automată a excitației motoarelor sincrone (cap.6);
- realizarea fizică integrală, pe baza teoriei similitudinii elaborate, a modelului motoarelor sincrone, precum și a modelului stației de compresare în ansamblu (cap.6) ;
- aplicarea în practică, pe bază de contracte, a rezultatelor cercetărilor teoretice și experimentale, cu efecte economice bune (anexa 6).

Metoda de optimizare propusă este pe deplin aplicabilă în toate stațiile de compresare, și în mod deosebit la cele din industria minieră. Determinarea parametrilor stației de

compresoare se poate realiza cu ușurință, așa cum s-a arătat, în condiții de exploatare, fără perturbarea procesului tehnologic. Pentru motoarele sincrone aflate în funcțiune și care au fost construite la  $\cos \varphi = 1$ , este necesar să se determine, în condiții de exploatare, curentul de excitație maxim, pe baza încălzirii maxime admisibile a motorului și, pornind de la această valoare, ceilalți parametri, așa cum s-a arătat în capitolul 3. Se consideră oportun a se recomanda aici, ca la lucrările de reparații a acestor motoare, deja existente, să se treacă la o clasă de izolație superioară, măbind astfel capacitatea de compensare a motorului sincron respectiv.

Deasemenea, avînd în vedere progresele realizate în țară privind producerea de redresoare semicomandate, precum și numărul relativ restrîns de tipuri de motoare sincrone de putere fabricate, considerăm că este necesară fabricarea unor redresoare tipizate destinate echipării motoarelor sincrone. În acest fel s-ar înlocui grupurile de excitație rotative cu care sînt echipate motoarele sincrone pentru compresoare, cu efect asupra randamentului acționării în ansamblu și al nivelului de zgomot în sala mașinilor. Echiparea motoarelor sincrone cu astfel de redresoare, ar permite realizarea simplă, cu elementele de automatizare curente a sistemului de reglare automată conceput și experimentat în cadrul acestei lucrări pe modelul de laborator.

Introducerea sistemului de reglare automată a excitației motoarelor sincrone, propus în această lucrare, pe lîngă efectul economic de reducere a pierderilor, care, așa cum s-a arătat poate fi de circa 1% din puterea absorbită, prezintă și o serie de alte avantaje, specifice de altfel sistemelor de reglare automată a excitației:

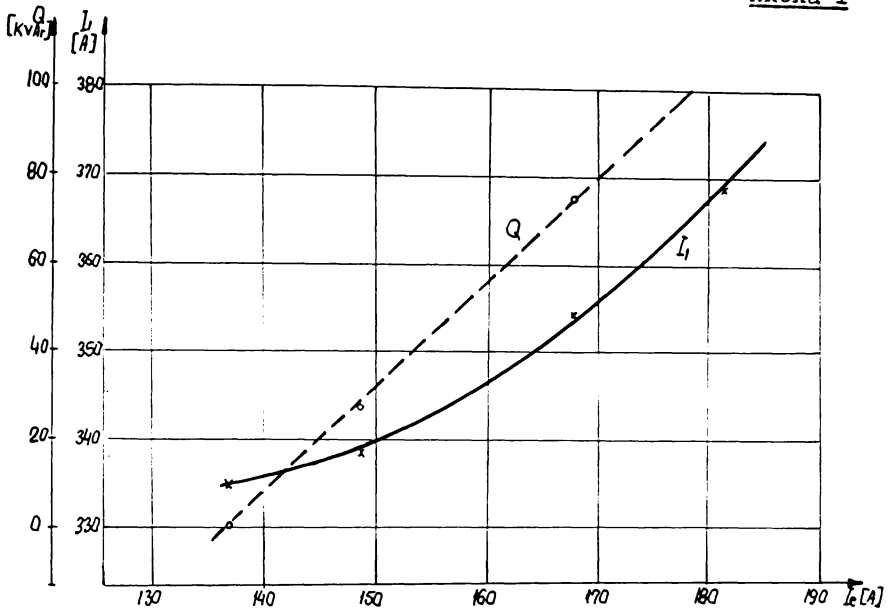
- asigură creșterea stabilității dinamice a motorului;
- reduce pendulările rotorului, și ca urmare perturbațiile transmise în rețea; totodată, reducîndu-se variațiile curentului statoric, se reduc și pierderilor care se produc în bobinajul statoric. Incercările experimentale au arătat că prin introducerea sistemului de reglare automată a excitației, pierderile în înfășurări scad cu pînă la 10%, crescînd astfel randamentul motorului [127] ;
- îmbunătățește tensiunea la barele stației, prin re-



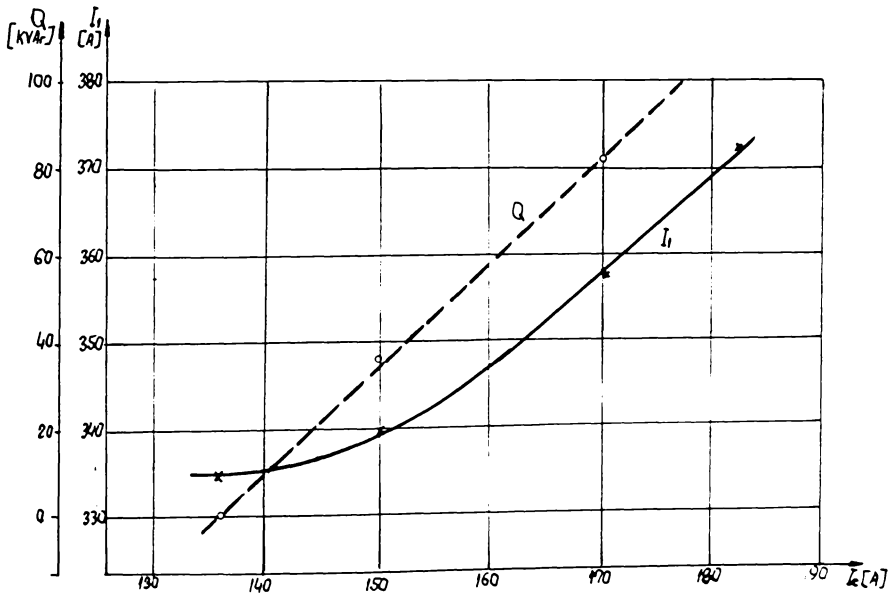
- ducerea căderilor de tensiune pe linia de alimentare;
- reduce manopera de întreținere.

Cele arătate mai sus evidențiază avantajele introducerii sistemului de reglare automată a excitației motoarelor sincrone propus, lucru pe deplin justificat în cazul compresoarelor pentru aer, avînd în vedere numărul mare de agregate utilizate în diferite ramuri industriale, și puterea ridicată a acestora.

Situația este cu atît mai avantajoasă, deoarece compresoarele se fabrică într-un număr redus de tipuri, aparținînd unor serii unitare, fiind astfel posibilă realizarea unui sistem unic de reglare, care să permită utilizarea lui la toate tipurile fabricate.

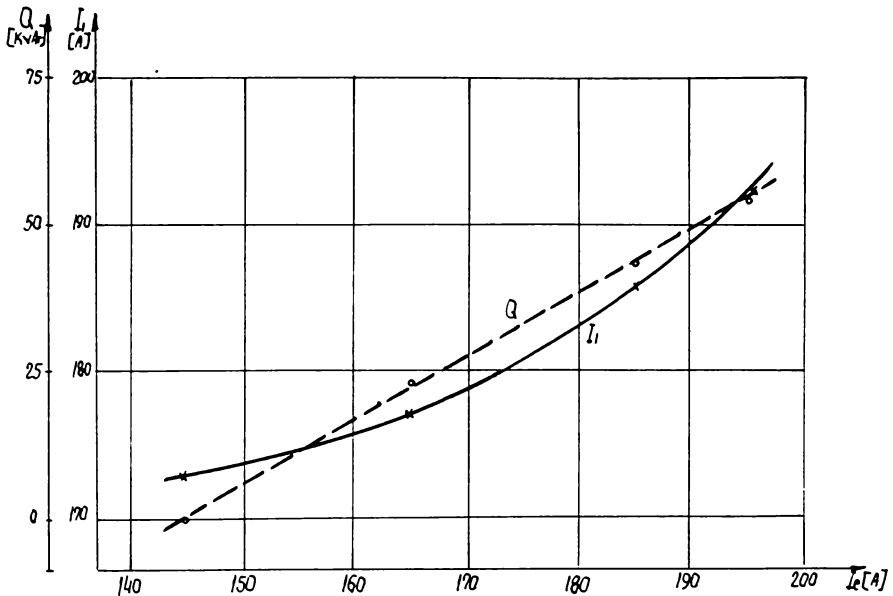


Caracteristicile  $I_1=f_1(I_e)$  și  $Q=f_2(I_e)$  pentru motorul sincron MS<sub>1</sub>, P<sub>N</sub> = 200 kW (tabel 3.3).



Caracteristicile  $I_1=f_1(I_e)$  și  $Q=f_2(I_e)$  pentru motorul sincron MS, P = 200 kW (tabel 3.4).

Anexa 1 (continuare)



Caracteristicile  $I_1=f_1(I_e)$  și  $Q=f_2(I_e)$  pentru motorul sincron MS<sub>3</sub>,  $P_N = 100$  kW (tabel 3.5).

Anexa 2

Date constructive ale motoarelor sincrone model

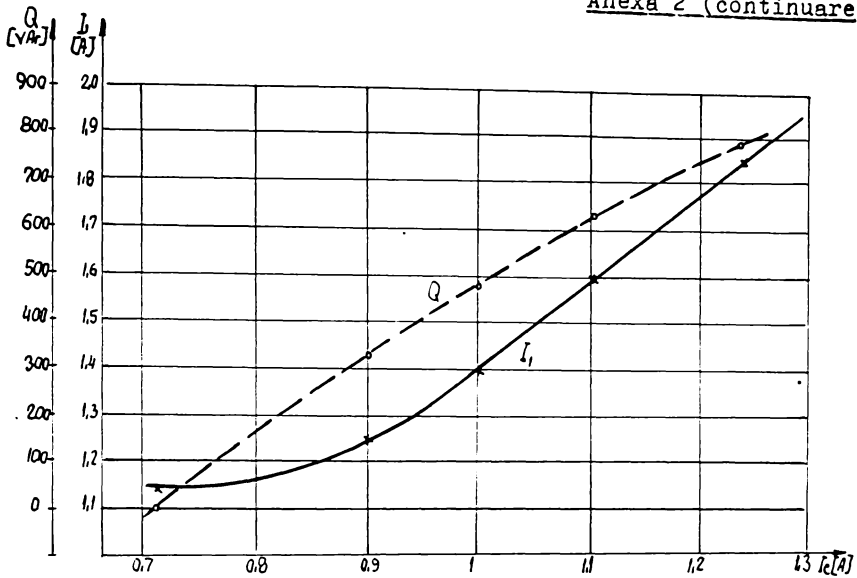
Stator

Numărul de creștături: 36  
 Lățimea creștăturii : 10/7 mm  
 Înălțimea creștăturii: 16 mm  
 Numărul de conductoare în creștătură : 66  
 Diametrul conductorului: 1 mm  
 Diametrul interior : 150 mm  
 Diametrul exterior : 212 mm  
 Lungimea pachetului : 142 mm

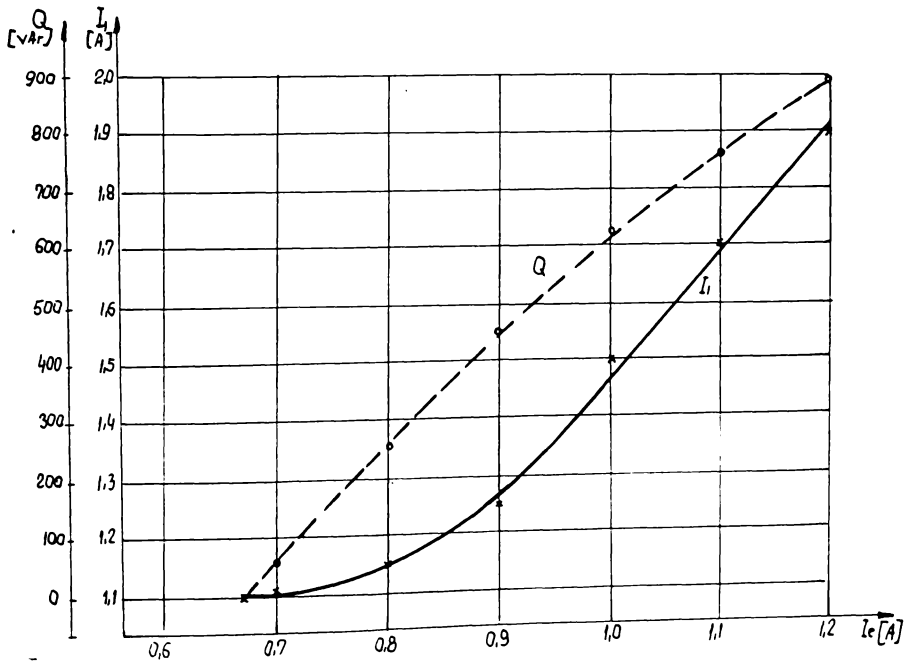
Rotor

Turnat din OT42, STAS 600-65  
 Numărul de poli : 8  
 Numărul de spire pe pol : 800  
 Diametrul conductorului : 0,65 mm  
 Numărul de bare pe pol : 3  
 Diametrul exterior: 149,5 mm  
 Lungimea activă : 142 mm  
 Intrefier : 0,25 mm

Anexa 2 (continuare)

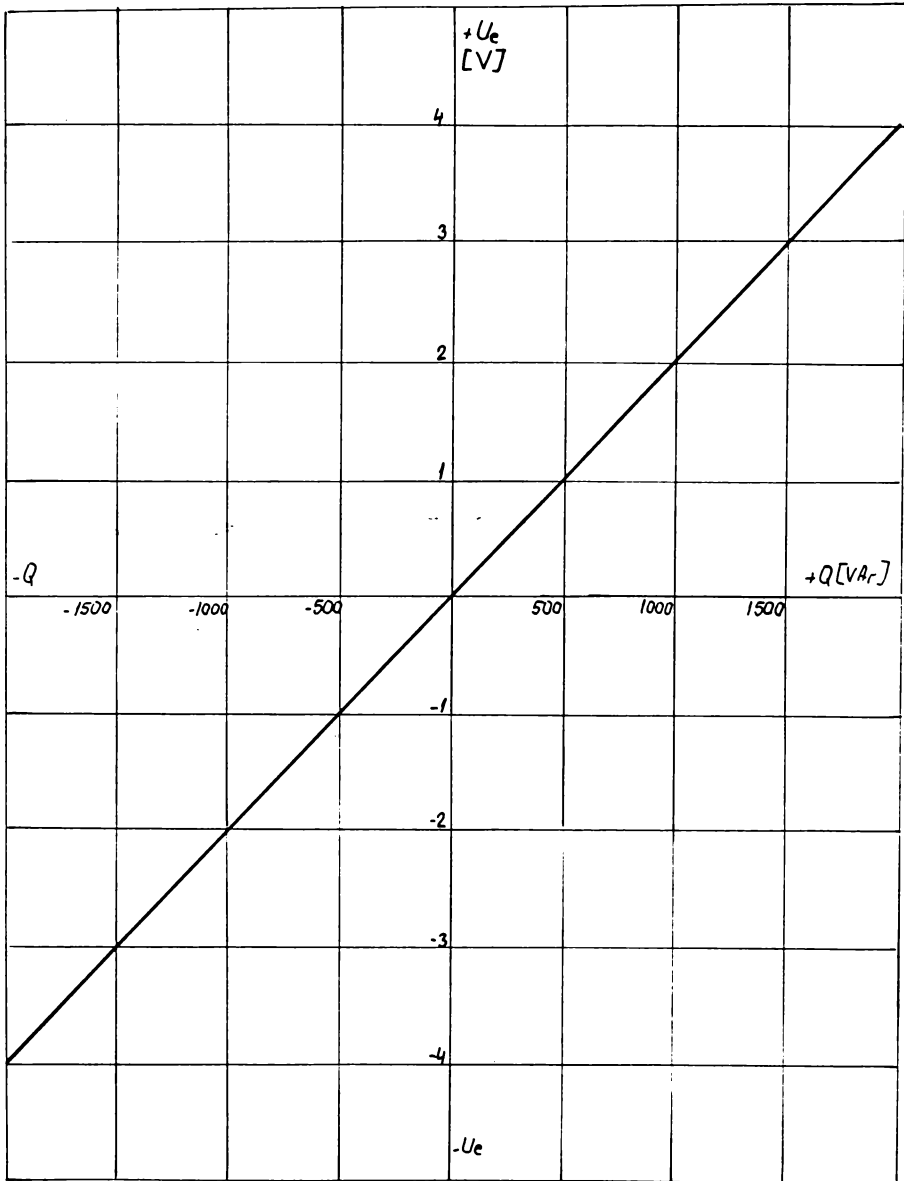


Caracteristicile  $I_1=f_1(I_e)$  și  $Q=f_2(I_e)$  ale motorului sincron model  $MS_1$  (tabel 6.5).

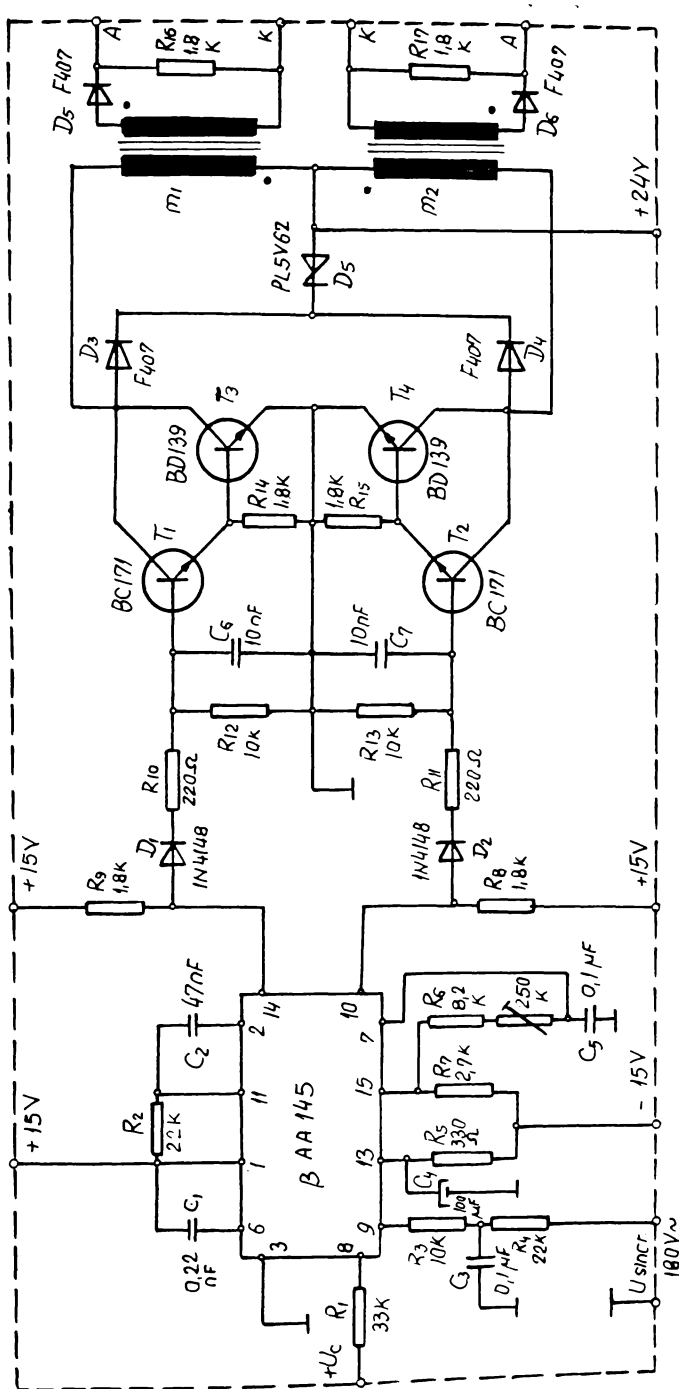


Caracteristicile  $I_1=f_1(I_e)$  și  $Q=f_2(I_e)$  ale motorului sincron model  $MS_2$  (tabel 6.8).

Anexa 3



Caracteristica de transfer  $U_e = f(Q)$  a traductoarelor de putere reactivă.



Schema de principiu a blocului de comandă pe 6rilă.

Anexa 5

Caracteristicile tehnice ale motoarelor sincrone tip MSI-D, pentru compresoare.

Nr. crt.	Cod intern	Tip	Putere [kW]	Turație nom. [rot/min]	Randament [%]	Tens. alim. [V]	Curent nom. [A]	U <sub>ex</sub> [V]	I <sub>ex</sub> [A]	cos γ	J [kg m <sup>2</sup> ]
1	19118	MSI-D	100	300	88,5	380	173	27	144	1	57,5
2	19119	MSI-D	100	300	88,5	500	130	27	144	1	57,5
3	19120	MSI-D	200	300	91	380	335	42	137	1	112,5
4	19121	MSI-D	200	300	91	500	256	42	137	1	112,5
5	29040	MSI-D	330	428	92	6000	33,5	50	135	1	400
6	29044	MSI-D	330	428	92	5000	40,5	50	135	1	400
7	29048	MSI-D	500	428	92	6000	56,2	80	120	0,9	275

Ex.p.II.T<sub>3</sub>

I.P.E.G. "BANATUL" CARANSEBES  
Str. 30 Decembrie nr.1

Nr. 1802 / 24 / 1982

Către,  
INSTITUTUL DE SUBINGINERI  
R E S I T A

Prin prezenta vă comunicăm că în ședința consiliului tehnic întocmit la data de 12. februarie 1982 s-au analizat rezultatele obținute de către executant în cadrul contractului de cercetare științifică nr.137/25.05.1981, și s-au stabilit următoarele:

a) Din analiza componentelor de pierderi de energie rezultă că prin aplicarea măsurilor stabilite în lucrare se realizează economii în valoare de 105.600 lei/an.

b) În perioada de 5 ani până la reînlocuirea bilanțului se va putea obține o economie apropiată de cea optimă stabilită prin lucrare.

c) Concluziile rezultate din faza II-a lucrării "Optimizarea regimului de funcționare al motoarelor sincrone de acționare al compresoarelor de aer" vor permite funcționarea acestor agregate cu pierderi minime de energie. În acest fel se va putea reduce consumul de energie în stațiile de compresoare cu 4-5 %, în condițiile menținerii aceleiași productivități a agregatelor, și fără investiții suplimentare. Funcționarea motoarelor sincrone în regim optim îmbunătățește și indicii tehnici de exploatare a acestora, prin reducerea încălzirii motoarelor și creșterea tensiunii la barele stației. Apreciam, din acest punct de vedere, că metode de optimizare a regimului de funcționare a motoarelor sincrone de acționare a compresoarelor de aer din stații este valoroasă și pe deplin aplicabilă în toate stațiile de compresoare din cadrul întreprinderilor miniere.

d) Toate concluziile lucrării au fost discutate între beneficiar și executant cu o lună înainte de predarea lucrării, și parțial o parte din măsurile preconizate au fost aplicate în exploatare cu rezultatele scontate.

Fără de cele arătate mai sus apreciem că lucrarea este eficientă și prin aplicarea măsurilor stabilite se vor realiza importante economii de energie în cadrul întreprinderii noastre.

DIRECTOR  
Ing. G. Mihaiciuc

INGINER SEF  
Ing. Borodoc Anibal



B I B L I O G R A F I E

1. Abramovici, B.N., Kliner, A.A. Opredelение perehodnîh i sverhperehodnîh parametrov sinhronnîh elektriceskîh mašin. "Elektrotehnika", 8, 1980.
2. Afanasiev, V.D. Avtomatizirovanîi elektroprivod v prokatrom proizvodstve, Moskva, Metalurghia, 1977.
3. Andreev, V.P., Sabinin, Iu.A. Osnovî elektroprivoda. Izd. vtoroe. Moskva, Gosenergoizdat, 1963.
4. Anisimova, N.D., Kopîlov, I.P., Kocinev, I.V. Optimizația parametrelor sincronoi mașinî s podmagnicivaniem rotora. "Elektrotehnika", 1, 1979.
5. Atanasiu, Gh. Mașini electrice speciale, I.P. "Traian Vuia", Timișoara, 1976.
6. Babuția, I., Petrucescu, M. Automatizări electronice în construcția de mașini. Timișoara, Editura Facla, 1983.
7. Barrel, A., Boulet, R., Carpentier, L. Recent progres and new possibilities for the excitation and the regulation of large synchronous machines. CIGRE Report, 134, 1962.
8. Bartzler, St. Criteriul de optimizare a acționărilor cu motoare asincrone alimentate prin variatoare de tensiune cu tiristoare. CNEE Craiova, 20-21 sept. 1984.
9. Berinde, T.ș.a. Întocmirea și analiza bilanșurilor energetice în industrie. București, Editura Tehnică, 1976.
10. Bădulescu, N. Linii și stații electrice - îndrumător. București, Editura Tehnică, 1967.
11. Bălă, C. Mașini electrice. București, Editura Didactică și Pedagogică, 1984.
12. Bogoevici, N. Unele aspecte generale ale modelării sistemelor electrice de putere. "Electroenergetica", 4, 1969.
13. Bogoevici, N. Electrotehnică și măsuri electrice. București, Editura Didactică și Pedagogică, 1979.
14. Bogoevici, N., Petrica, I. Asupra modelizării prin similitudine a sistemelor de acționare electrică cu motoare asincrone. Lucrări științifice și tehnice ale I.S. Reșița, 1982.

15. Bogoevici, N., Petrica, I., Biriescu, M., Liuba, Gh. Comportarea motorului sincron la variația bruscă a sarcinii. Lucrări științifice și tehnice ale I.S. Reșița, 1976.
16. Boldea, I., Atanasiu, Gh. Analiza unitară a mașinilor electrice. București, Editura Academiei R.S.R., 1983.
17. Bonfert, K. Betriebsverhalten der Synchronmaschine. Berlin - Göttingen - Heidelberg, Springer Verlag, 1962.
18. Boțan, N.V. Comanda sistemelor de acționare electrică. București, Editura Tehnică, 1977.
19. Boțan, N.V., Saal, C. Acționarea electrică a mecanismelor cu volant. București, Editura Tehnică, 1967.
20. Brașovan, M. Acționări electromecanice. București, Editura Didactică și Pedagogică, 1967.
21. Brașovan, M. Legătura între cuplul dezvoltat și încălzirea unui motor electric la încărcare variabilă. Bul.șt.și tehn.al I.P.Timișoara, serie nouă. Tom 12(26), fasc.1, ian.-febr.1967.
22. Brașovan, M. Contribuții cu privire la dimensionarea motorului de acționare și volanțului la instalații care produc încărcări sub formă de șocuri repetate (disertație). Timișoara, 1961.
23. Brașovan, M., Seracin, E. Metode noi de proiectare a acționărilor electrice. București, Editura Academiei R.S.R., 1968.
24. Brașovan, M., Seracin, E., Bogoevici, N., Kelemen, A., Trifa, V. Acționări electrice. Aplicații industriale. București, Editura Tehnică, 1977.
25. Centea, O. Protecția instalațiilor electrice de joasă tensiune. București, Editura Tehnică, 1982.
26. Cilikin, M.G., pod. red. Synchronne приводы. Biblioteka po avtomatike, Moskva, Energiia, 1967.
27. Cioc, I., Cristea, N., Sichir, N. Mașini electrice. Indrumar de proiectare. Craiova, Editura Scrisul românesc, 1982.

28. Comşa, D., Darie, S., Maier, V., Chindriş, M. Proiectarea instalațiilor electrice industriale. Bucureşti, Editura Didactică şi Pedagogică, 1979.
29. Cosoroabă, V. Compressoare de aer cu piston. Bucureşti, Editura Tehnică, 1964.
30. Condruc, M. Contribuții la îmbunătățirea funcționării motoarelor sincrone prin reglarea cîmpului. Teză de doctorat. Institutul Politehnic Iași, 1984.
31. Danilevici, Ia. B., Dombrovski, V. V., Kazovski, E. Ia. Parametrii mașinilor de curent alternativ. Bucureşti, Editura Tehnică, 1968.
32. Danilevici, Ia. B., Kaşarski, E. G. Dobavocinîe poteri velektriceskih maşinah. Moskva-Leningrad. Gosenergoizdat, 1963.
33. Dordea, T. Maşini electrice. Bucureşti, Editura Didactică şi Pedagogică, 1970.
34. Dragomir, T. L., Preitl, St. Teoria sistemelor şi reglării automate. I. P. "Traian Vuia" Timişoara, 1978.
35. Epifanov, A. D. Nađejnosti avtomaticeskih sistem. Moskva, Maşinostroenie, 1964.
36. Fedorov, A. A. ş. a. Alimentarea cu energie electrică a întreprinderilor industriale. Bucureşti, Editura Tehnică, 1965.
37. Feldman, V., Văleanu, V. Utilizarea rațională a energiei electrice. Bucureşti, Editura Tehnică, 1966.
38. Frankeli, M. I. Porşnevie kompressorî. Moskva-Leningrad, Maşghiz, 1960.
39. Fransua, Al., ş. a. Maşini şi sisteme de acționare electrice. Bucureşti, Editura Tehnică, 1978.
40. Fransua, Al., Măgureanu, R., Tocăci, M. Maşini şi acționări electrice. Culegere de probleme. Bucureşti, Editura Didactică şi Pedagogică, 1980.
41. Fransua, Al., Saal, C., Topa, I. Acționări electrice. Bucureşti Editura Didactică şi Pedagogică, 1975.
42. Gârlaşu, St., Coloşi, T., Feştală, L. Electronică şi automati-

zări industriale. București, Editura Didactică și Pedagogică, 1982.

43. Ghendelman, B.R., Vaintrub, O.S. Datsiki moșcinosti i napriajenia dlia sistemî upravlenia elektroprivodami s sinhronnîmi dvidateli. "Elektrotehnika", 3, 1981.
44. Glebov, I.A., Loghinov, S.I. Sistemî vozbuđenja i regulirovanja sinhronnîh dvigateli. Leningrad, Energhia, 1972.
45. Goldin, R.G., Golmakov, Iu.I., Zborovskî, I.A. Bestransformornaia tiristornaia sistema vozbuđenja sinhronno-vo elektrodvigatelia. "Elektrotehnika", 11, 1969.
46. Golovan, A.T. Osnovî elektroprivoda. Moskva, G.E.I., 1959.
47. Heiler, L. Eine neue allgemeine Methode für die Berechnung der Stossantriebe mit Schwungmassen. E.u.M.78, 1961.
48. Hore, R.A. Metode moderne de calcul și proiectare a sistemelor electrice. București, Editura Tehnică, 1970.
49. Ijać, Gh., ș.a. Cercetări experimentale privind mărirea stabilității în funcționare și optimizarea unor procese ale sistemelor de acționare cu motoare sincrone. Energetica, 28, 3, 1980.
50. Ionescu, Vl., Popeea, G. Optimizarea sistemelor. București, Editura Didactică și Pedagogică, 1981.
51. Kazanțev, V.N., Kușnir, G.Z., Slodarj, V.M. Upravlenie reaktivnoi moșcinosti i napriajeniem v energosistemah na osnove optimizacionnîh rascetov. "Elektricesstvo", 3, 1982.
52. Kelemen, A. Acționări electrice. București, Editura Didactică și Pedagogică, 1979.
53. Kelemen, A., Imecs, M., Matlac, J., Titz, G. Mutătoare. Aplicații. București, Editura Didactică și Pedagogică, 1980.
54. Kriventsev, V.J. Optimizația stepeni izbîtocinosti elementov v avtonomnîh sistemah raspredelenja elektriceskoi energnii transportnîh sredstv. "Elektricesstvo", 10, 1983.
55. Kulikovskî, A.A. Indreptar de radioelectronică. București, Editura Tehnică, 1963.

56. Laible, Th. Die Theorie der Synchronmaschine in nicht stationären Betrieb. Berlin, Springer Verlag, 1952.
57. Lange, W. Das Signalflussbild der Synchronmaschine als Hilfsmittel zur Beschreibung dynamischer Vorgänge und zum Entwurf optimaler Regler. "Elektrische", 24(1970), H.11.
58. Lasdon, L.S. Teoria optimizării sistemelor mari. București, Editura Tehnică, 1975.
59. Lăzăroiu, D.F., Slaiher, S. Mașini electrice de mică putere. București, Editura Tehnică, 1973.
60. Lebedev, E.D., Weimark, V.E., Pistrak, M.Ia., Slejanovski, O.V. Upravlenie ventilnîmi elektroprivodami postoiannovo toka. Moskva, Energhia, 1970.
61. Ledr, Z. Sisteme de excitație a motoarelor sincrone (în: "Elektrotechnický obzor", nr.9, 1962, p.484-489).
62. Leonhard, A. Elektrische Antriebe. Stuttgart, Ferdinand Enke Verlag, 1959.
63. Leonhard, W. Regelung in der elektrischen Antriebstechnik. Stuttgart, B.G. Teubner, 1974.
64. Lindorf, L.S. Nadejnosti rabotî sinhronnîh elektrodvigatellei. Moskva-Leningrad, Gosenergoizdat, 1960.
65. Lișcenko, A.I. Sinhronnîe dvigateli s avtomaticeskim regulirovanîem vîzbujdenia. Kiev, Tehnika, 1969.
66. Litvak, L.V. Raționalinaia kompensăția reaktivnîh nagruzok na promîșlenîh pîedpîiatiah. Moskva-Leningrad, Gosenergoizdat, 1963.
67. Litvak, L.V. Problemele ameliorării factorului de putere în întreprinderile industriale. București, Editura Tehnică, 1952.
68. Loghinov, S.I. Sinhronnîe dvigateli s sistemami vîzbujdenia na poluprovodnikah. Tr.N.T.O. sudostr.prom. vîp.38, 1960.

69. Looke, G. Der synchronmotor als Industrieantrieb. "Elektrotechnik", 49(1967) 25, S. 437-439.
70. Markușevici, N.S. Upravlenie reaktivnoi moșcinosti v enerģosisteme. "Elektricestvo", 9, 1982.
71. Melnikov, L.T. Avtomatizația ŝahtnîh kompressorîh stañtii. Moskva, Gosgortehizdat, 1963.
72. Melnikov, N.A., Rosman, A.V. Prințipî avtomaticeskova regülirovania napriajenia i reaktivnoi moșcinosti v pitaiușcih elektriceskih setiah. "Elektricestvo" 8, 1971.
73. Mihnevici, G.V. Sintez strukturî sistemî avtomaticeskovo regulirovania vozbujdenia sinhronnîh mașin. Moskva, Nauka, 1964.
74. Morozov, D.P. Principiile de bază ale dispozitivelor electrice de acționare. București, Editura Tehnică, 1952.
75. Mältgen, G. Tiristoarele în practică. Mutatoare cu comutație de la rețea. București, Editura Tehnică, 1970.
76. Müller, G. Elektrische Maschinen. Theorie rotierender elektrischen Maschinen. Berlin, VEB Verlag Technik, 1967.
77. Nedelcu, V. Mașini electrice. București, Editura Didactică și Pedagogică, 1968.
78. Neiman, Z.B., Sür, G.I. Sinhronnîe elektrodvigateli dlia privoda kompressorov. "Elektricestvo", 4, 1956.
79. Nicolaide, A. Mașini electrice. Teorie. Proiectare. Craiova, Editura Scrisul Românesc, 1975.
80. Novac, I., ș.a. Mașini și acționări electrice. București, Editura Didactică și Pedagogică, 1982.
81. Orel, O.A. Zavisimosti poteri aktivnoi moșcinosti v sinhronnîh mașinah ot ih reaktivnoi nagruzki. "Elektricestvo", 7, 1983.
82. Orel, O.A. O regulirovanii bîstrodeistvujușcih sinhronnîh kompensator. "Elektricestvo", 2, 1974.

83. Orel, O.A. Regulirovanie reaktivnoi moşcinosti krupnovo sinronnovo dvigatelja. "Elektricestvo", 3, 1976.
84. Pavliuk, K., Bednarek, C. Pusk i asinhronnîe rejimî sinhronnîh dvigatelei. Per.s.polisk. Moskva, Energhia, 1971.
85. Penescu, C.I. Automatica şi telemecanica sistemelor energetice. Editura Academiei R.P.R., 1960.
86. Penescu, C., Ionescu, Vj., Rosinger, E. Procese optimale. Bucureşti, Editura Academiei R.S.R., 1970.
87. Persina, L.M., Perşin, Iu.S. Rascet toka vozbujdienia i poteri v sinhronnîh maşinah v zavisimosti ot haraktera nagruzki. "Elektricestvo", 3, 1978.
88. Petelin, D.P. Avtomaticeskoe upravlenie sinhronnîmi elektroprivodami. Moskva, Energhia, 1968.
89. Petrica, I. Air compressor driving with synchronous motors at optimal parameters. The second national conference on electrical drives, Cluj-Napoca, may 16-17, 1980.
90. Petrica, I. Modelizarea prin similitudine a motorului sincron. Lucr.ş.t.şi tehnice ale I.S.Reşiţa, 1983.
91. Petrica, I. Model de laborator al unei staţii de compresoare. Lucr.ş.t.şi tehnice ale I.S.Reşiţa, 1983.
92. Petrica, I. Optimizarea regimului de funcţionare al motoarelor sincrone de acţionare a compresoarelor de aer dintr-o staţie de compresoare. C.N.E.E. Timişoara, 17-18 sept., 1982.
93. Piotrovski, L.M. Maşini electrice. Bucureşti, Editura Tehnică, 1953.
94. Postnikov, J.M. Proektirovanie elektriceskih maşin. Kiev, Gosudarstvennoe izdatelstvo tehniceskoi literaturî USSR, 1960.
95. Rácz, J. Villamos hajtások. Budapest, Tankönyvkiadó, 1974.
96. Răduleţ, R., Opaschi, M. Proiectarea hidrogeneratoarelor şi motoarelor sincrone. Bucureşti, Editura Tehnică, 1981.

97. Răduți, C., Nicolescu, E. Mașini electrice rotative fabricate în România. Indreptar. București. Editura Tehnică, 1981.
98. Richter, R. Mașini electrice. București, Editura Tehnică, 1956-1961.
99. Saal, C., Szabo, W. Sisteme de acționare electrică. Determinarea parametrilor de funcționare. București, Editura Tehnică, 1981.
100. Saprîkin, A.A. Sredstva avtomaticescovo kontroliarejima rabotî kompressorov. "Energheticeskii biuletini", 2, 1957.
101. Săvulescu, F. Instalații pentru producerea și distribuția aerului comprimat. București, Editura Tehnică, 1977.
102. Schlett, Z., Hoffman, J., Câmpeanu, A. Semiconductoare și aplicații. Timișoara, Editura Facla, 1981.
103. Sebastian, L. Automatica. București, Editura Didactică și Pedagogică, 1973.
104. Senciuk, B.M. Zaščita sinhronnoe dvigatelja s bestransformatoromîm vozbutitelem. "Elektrotehnika", 1, 1976.
105. Seracin, E. Utilajul électromecanic al întreprinderilor industriale. București, Editura Didactică și Pedagogică, 1973.
106. Seracin, E. Contribuții cu privire la metodele de dimensionare ale acționărilor electrice cu mecanism bielă-manivelă (disertație), Timișoara, 1964.
107. Seracin, E. O metodă nouă pentru calculul acționărilor cu mecanism bielă-manivelă "Elektrotehnika", 14, 6, p. 212-216, 1966.
108. Seracin, E. Acționări electrice. I.P. "Traian Vuia" Timișoara, 1980.
109. Seracin, E. Beitrag zur Berechnung der elektrischen Antriebe mit zeitveränderlicher Belastung, Elektrische ...



110. Seracin, E., Popovici, D. Tehnica acționărilor electrice. București, Editura Tehnică, 1985.
111. Seracin, E., Bartzler, St. Cu privire la determinarea randamentului acționărilor electrice. Bul.șt.și tehn.al I.P.Timișoara, Seria Electrotehnică, 19(23), 175-178, 1974.
112. Seracin, E., Bartzler, St. Studiu asupra modelării matematice a motorului de curent continuu cu excitație derivație. "Electrotehnica", 16,4, 121-135, 1968.
113. Silling, V. Tiristornaia tehnika.. Per.s.nom. Leningrad, Energhia, 1971.
114. Sirotin, A.A. Comanda automată a acționărilor electrice. București, Editura Tehnică, 1952.
115. Sîromiatnikov, I.A. Sinhronnîe dvigateli, Moskva-Leningrad, Gosenergoizdat, 1959.
116. Sîromiatnikov, I.A. Rejimî rabotî asinhronnîh i sinhronnîh elektrodvigateli. Moskva, G.E.I., 1963.
117. Sîromiatnikov, I.A. Zavisimosti poteri aktivnoi moșcinosti v sinhronnîh mașinah ot ih reaktivnoi nagruzki "Elektricesstvo", 3, 1961.
118. Taiț, A.A., Meșeli, B.S. Begulirovanie napriajenia i reaktivnoi moșcinosti v elektriceskih setiah promîșlenîh predpriatii. Moskva-Leningrad, Gosenergoizdat, 1960.
119. Tunsoiu, G., Seracin, E., Saal, C. Acționări electrice. București, Editura Didactică și Pedagogică, 1982.
120. Urusov, I.D. Lineinaia teoria kolebanii sinhronnoi mașinî. Moskva, Izd.A.N. SSSR, 1960.
121. Vadaturski, V.M., i.dr. Tiristornîe vozbuțitelinoe ustroiŝtva dlia sinhronnîh dvigatelei 14-20 gabaritov. Moskva, Informstandartelektro, 1963.
122. Vaintrub, O.S., Veingher, A.M., Ghendelman, B.R. Sistema upravlenia sinhronnîm dvigatelem s podcinennoi strukturoi regulirovania. "Elektricesstvo", 4, 1975.

123. Vajinov, A.I. Osnovî perehodnîh proţesov sinhronnoi maşinî. Moskva, Gosenergoizdat, 1960.
124. Vasilescu, Al.A. Analiza dimensională şi teoria similitudinii. Bucureşti, Editura Academiei RSR, 1969.
125. Vogel, J. Grundlagen der elektrischen Antriebstechnik mit Berechnungsbeispielen. Berlin Verlag Technik, 1980.
126. Venikov, V.M. Aplicarea teoriei similitudinii şi modelării în electro-energetică. Bucureşti, Editura Tehnică, 1972.
127. Verşimin, P.P., Haşper, L.Ia. Primeneņie sinhronnîh elektropriđov v metalurghii. Moskva, Metalurghia, 1974.
128. Weinrich, G., ş.a. Sisteme de reglare unificate pentru procese rapide. Bucureşti, Editura Tehnică, 1970.
129. Zărneşcu, H. Uţilizarea motorului sincron în acţionări electrice. Bucureşti, Editura Tehnică, 1967.
130. Zărneşcu, H. Utilizarea optimală a motorului sincron. Bucureşti, Editura Tehnică, 1984.
131. xxx Synchronnîe dvigatelei. Sbornik statei pod redakţii I.A. Sîromiatnikov. Moskva, G.E.I., 1959
132. xxx Manualul inginerului electrician, vol.V şi VII Bucureşti, Editura Tehnică, 1959.
133. xxx VEM Handbuch. Die Technik der elektrischen Antriebe. Antriebstechnik in der Praxis. Berlin VEB Verlag Technik, 1984.
134. xxx Indrumător matematic şi tehnic. Bucureşti, Editura Tehnică, 1964.
135. xxx Mică enciclopedie matematică. Bucureşti, Editura Tehnică, 1983.
136. xxx Elaborarea bilanşurilor electroenergetice la Exploatarea Minieră Banat Oraviţa. Protocol contract de cercetare nr.409/1979.
137. xxx Elaborarea bilanşurilor energetice la I.C.M. Protocol contract cercet. nr.412/1979.

138. xxx Cercetări privind posibilitățile reducerii consumului de energie electrică la acționările de la secția "Laminor degrosisor și de semifabricate" din cadrul C.S.Reșița. Protocol contract de cercetare nr.199/1980.
139. xxx Cercetări privind posibilitățile reducerii consumurilor de energie electrică și termică la unitățile Sasca, Moldova Nouă, Anina, Ruschița și Caransebeș din cadrul întreprinderii de prospecțiuni și explorări geologice "Banatul" Caransebeș. Protocol contract de cercetare nr.137/1982.
140. xxx Cartea mașinii. Echipamentul electric al compresoarelor de aer L25, L50 și L100. U.C.M. Reșița, 1972.
141. xxx Ukazania po kompensatii reaktivnoi moșcinosti v naspredelitelinih setiah. Moskva, Energhia, 1974.
142. xxx PE 931/75. Instrucțiuni privind compensarea puterii reactive la consumatorii industriali și similari.
143. xxx PE 120/75. Instrucțiuni privind compensarea puterii reactive în rețelele de distribuție exploatare de I.R.E.
144. xxx E(2-7)-70. Normativ privind metodica de întocmire și analiză a bilanțurilor energetice în întreprinderile industriale și similare.
145. xxx E 43-67 Instrucțiuni privind ameliorarea factorului de putere la consumatorii industriali și similari de energie electrică.
146. xxx ICEMENERG - Metodologie privind determinarea soluțiilor optime de distribuție a energiei electrice prin rețelele de medie și joasă tensiune pentru marii consumatori industriali, București, 1974.

147. ~~xxx~~ PE 124/78 Normativ privind alimentarea cu energie electrică a consumatorilor industriali și similari.