

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

Ing. BARTZER STEFAN

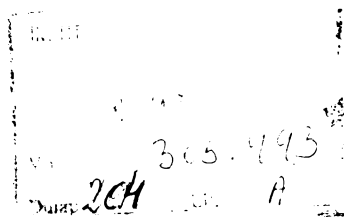
CONTRIBUTII CU PRIVIRE LA ALEGEREA PUTERII SI
VERIFICAREA LA INCALZIRE A MASINILOR ELECTRICE
DE ACTIONARE

Teză de doctorat

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

Conducător științific:
Prof. emerit dr. ing. BRASOVAN MIHAI

Timișoara
1975



Eforturile constructorilor de mașini electrice de a îmbunătăți performanțele acestora pot fi valorificate din punct de vedere tehnic, energetic și economic numai dacă la proiectarea și exploatarea acționărilor electrice se respectă serviciul, condițiile de funcționare și sarcina pentru care sînt fabricate mașinile electrice de acționare.

C U P R I N S .

	Pag.
Cuprins	I
Introducere	1
1. CONSIDERAȚII PRIVIND METODELE DE CALCUL AL ACȚIONĂ- RILOR ELECTRICE.	3
1.1. Incadrarea problemelor abordate.	3
1.2. Punctul de plecare pentru stabilirea datelor de proiectare	3
1.3. Considerații asupra diagramelor de funcționare ale acționărilor electrice	4
1.3.1. Definiția, importanța și gruparea diagramelor de funcționare	4
1.3.2. Determinarea diagramelor de funcționare.	7
1.3.3. Diagrame de încărcare tehnologică raportate- diagrame de sarcină	10
1.3.4. Observații finale.	15
1.4. Criterii de calcul	15
1.5. O clasificare a metodelor de calcul la încălzire al puterii mașinilor electrice de acționare.	16
1.6. Regimuri, servicii și condiții de funcționare ale mașinilor electrice de acționare	18
1.6.1. Considerații generale.	18
1.6.2. Incadrarea serviciilor de exploatare reale ale mașinilor electrice de acționare în servicii tip	21
1.7. Considerații cu privire la caracterul metodelor de calcul la încălzire al puterii mașinilor electrice de acționare	24
1.8. Despre teoria clasică a încălzirii și răcirii mașinilor electrice, aplicată în cadrul metodelor de dimensionare a acționărilor electrice	29
1.8.1. Expunere generală	29
1.8.2. Ipotezele simplificatoare ale T.C.	30
1.9. Observații cu privire la modul de exprimare a pierderilor totale p.	32
1.10. Aprecierea contribuțiilor originale.	33
2. CONTRIBUȚII CU PRIVIRE LA APLICAREA ECUAȚIEI MIȘCĂRII ÎN CALCULUL ACȚIONĂRILOR ELECTRICE.	35
2.1. Convenție generală privind semnul cuplurilor M și M_r din ecuația mișcării.	35
2.2. Precizări privind metodele de aplicare a ecuației mișcării în funcție de natura cuplurilor	35
2.2.1. Punerea problemei	35

INSTITUTUL
TEHNIC

	Pag.
2.2.2. Caracterizarea cazurilor pentru care s-a efectuat comparația	37
2.2.3. Interpretări	39
2.2.4. Concluzii.	41
2.3. Contribuții cu privire la determinarea mărimilor M_r și J_e din ecuația mișcării.	42
2.3.1. Metoda de calcul conform literaturii	42
2.3.2. Studiu cu privire la determinarea randamentelor transmisiei în funcție de regimul de funcționare și de încărcare al acționării.	44
2.3.2.1. Despre factorii cu influență asupra randamentelor unei transmisii	44
2.3.2.2. Calculul puterii totale transmise prin diferitele trepte ale transmisiei.	44
2.3.2.3. Determinarea randamentelor transmisiei	48
2.3.2.3.1. Formulele de calcul	48
2.3.2.3.2. Nomogramă pentru η , $\eta_f = f_{1,2}(\sigma, \eta_N, k)$	51
2.3.3. O propunere a autorului privind determinarea mărimilor M_r și J_e din ecuația mișcării	53
2.3.3.1. Interpretarea situației existente	53
2.3.3.2. Metoda A. Calculul mărimilor M_r și J_e când se cunosc accelerațiile și decelerațiile $d\Omega/dt$	55
2.3.3.2.1. Principiul metodei	55
2.3.3.2.2. Stabilirea formulelor de calcul.	55
2.3.3.2.3. Expunerea metodei de calcul.	57
2.3.3.2.4. Program de calcul pentru rezolvarea problemei cu ajutorul unui calculator numeric.	59
2.3.3.2.5. Caracterizarea metodei A.	60
2.3.3.3. Metoda B. Calculul mărimilor M_r și J_e când nu se cunosc accelerațiile și decelerațiile $d\Omega/dt$	61
2.3.3.3.1. Punerea problemei	61
2.3.3.3.2. Stabilirea formulcelor de calcul.	61
2.3.3.3.3. Generalizarea formulelor de calcul	67
2.3.3.3.4. Nomogramă pentru b'_x , $b'_{xf} = f_{1,2}(\eta'_{xN}, k'_x)$	69
2.3.3.3.5. Caracterizarea metodei B.	70
2.3.4. Concluzii	71
2.4. Aprecierea contribuțiilor originale.	72
3. CONTRIBUȚII LA STUDIUL IPOTEZELOR TEORIEI CLASICE A ÎNCĂLZIRII ȘI RĂCIRII MAȘINILOR ELECTRICE.	75
3.1. Introducere	75
3.2. Influența ipotezelor: 1) corp omogen, 2) $\lambda = \infty$ și 6a) $C = \text{const.}$	75
3.2.1. Considerații generale.	75

	Pag.
3.2.2. 0 analiză comparativă	78
3.2.2.1. Pregătirea instrumentului matematic	78
3.2.2.2. Interpretarea rezultatelor	81
3.2.2.3. Exemplificare numerică	83
3.2.2.4. Concluzii	85
3.2.3. Observații	88
3.3. Influența ipotezelor : 3) lege liniară a trans- miterii căldurii și 6a) $h \neq f_h(\vartheta)$	89
3.3.1. Considerații generale	89
3.3.2. 0 analiză comparativă	91
3.3.2.1. Pregătirea instrumentului matematic	91
3.3.2.2. Interpretarea rezultatelor	92
3.3.2.3. Concluzii	94
3.3.3. Recomandări privind îmbunătățirea rezultatelor calculului efectuate cu formulele teoriei clasice	96
3.3.4. Nomogramă pentru $X = f(\vartheta_N, \vartheta_x, \beta, \nu)$	98
3.4. Influența ipotezei : 4) $\tau_a = \text{const.}$	100
3.5. Influența ipotezei : 5) $p = \text{const.}$	101
3.5.1. Considerații generale	101
3.5.2. Contribuții cu privire la calculul diagramei de încălzire a mașinilor electrice cu considerarea variației rezistenței înfășurărilor în funcție de temperatură	103
3.5.2.1. Punerea problemei	103
3.5.2.2. Stabilirea formulelor de calcul	103
3.5.2.3. Interpretarea rezultatelor	106
3.5.2.4. Nomogramă pentru $\vartheta = f(\vartheta_\infty, \vartheta_0, t/T)$	110
3.5.3. 0 analiză comparativă	110
3.5.3.1. Pregătirea instrumentului matematic	110
3.5.3.2. Interpretarea rezultatelor	112
3.5.3.3. Concluzii	117
3.6. Influența ipotezei : 6b) $c = \text{const.}$	120
3.7. Observații privind denumirea mărimii T.	122
3.8. Concluzii finale și recomandări	122
3.9. Aprecierea contribuțiilor originale	125
4. CERCETĂRI TEORETICE SI EXPERIMENTALE PRIVIND SOLICI- TAREA TERMICA SI SARCINA ADMISIBILĂ A MAȘINILOR ELECTRICE DE ACȚIONARE UTILIZATE IN ALTE CONDIȚII DECÎT CELE NOMINALE	128
4.1. Introducere	128
4.2. Expresia generală a sarcinii relative admisibile la funcționarea mașinilor electrice de acționare în alte condiții decît cele nominale	128

4.3. Suprasarcina relativă termică admisibilă a mașinilor electrice de acționare	129
4.3.1. Stabilirea formulelor de calcul	129
4.3.2. Precizări privind aplicarea formulelor de calcul	136
4.3.3. Nomogramă pentru $DA_t = f(t_I^*/T_N, t_C^*/T_N)$	140
4.4. Suprasarcina admisibilă a mașinilor electrice prin epuizarea rezervei de încălzire din regimul nominal.	142
4.4.1. Prezentarea problemei	142
4.4.2. Factorul rezervei de încălzire, β_Y	143
4.4.3. Expresia generală a sarcinii relative admisibile la epuizarea rezervei de încălzire din regimul nominal	143
4.4.4. Suprasarcina relativă termică admisibilă la epuizarea rezervei de încălzire din regimul nominal	144
4.4.5. Interpretarea rezultatelor.	144
4.4.6. Exemplificare	146
4.4.7. Concluzii	147
4.5. Cercetarea experimentală.	148
4.5.1. Scopul și obiectul cercetării	148
4.5.2. Datele nominale ale motorului	149
4.5.3. Serviciul de exploatare real al motorului	149
4.5.3.1. Considerații generale	149
4.5.3.2. Determinări experimentale	150
4.5.3.3. Prelucrarea datelor experimentale	152
4.5.3.4. Caracterizarea serviciului de exploatare real	153
4.5.4. Calculul sarcinii admisibile în condițiile reale și verificarea la încălzire a motorului	155
4.5.4.1. Considerații privind condiția de verificare și încadrarea serviciului real în servicii tip	155
4.5.4.2. Precizarea formulelor de calcul	156
4.5.4.3. Expresia coeficientului de corecție β_Y	156
4.5.4.4. Stabilirea datelor inițiale de calcul	160
4.5.4.5. Interpretarea rezultatelor	162
4.5.5. Determinarea solicitării termice a motorului prin măsurători de temperatură	169
4.5.5.1. Solicitarea termică locală	169
4.5.5.2. Solicitarea termică medie.	172
4.5.5.3. Interpretarea rezultatelor	172
4.5.6. Concluzii	173
4.6. Recomandări privind completarea listei datelor de catalog ale mașinilor electrice de acționare	175
4.7. Aprecierea contribuțiilor originale.	176
Bibliografie.	181

INTRODUCERE *)

La rezolvarea diferitelor probleme de acționări electrice (AE), în special în cadrul activității de colaborare cu producția, autorul a constatat că o serie de ipoteze și metode de calcul pentru alegerea puterii și verificarea la încălzire a mașinilor electrice de acționare (MEA) reclamă ^{re}considerare, revizuire și completare. De asemenea, în domeniul preocupărilor sale legate de calculul AE, autorul s-a lovit de necesitatea elaborării de noi metode de calcul pentru rezolvarea unor probleme întâlnite în practica industrială, dar netratate în literatura de specialitate.

Proiectarea rațională a AE a utilajelor electromecanice industriale are o deosebită importanță pentru economia națională, deoarece determină în mare măsură cheltuielile de investiție și de exploatare a acestora. O AE necorespunzătoare atrage după sine funcționarea nepotrivită a mașinii de lucru (ML) și folosirea nerațională a mașinii (mașinilor) electrice și a aparatelor electrice din schema acționării. Totodată, caracteristicile statice și dinamice pe care le are sistemul de acționare proiectat influențează hotărâtor productivitatea mașinii de lucru acționate și calitatea produselor realizate de aceasta.

Problemele de bază la proiectarea unei AE constau în determinarea corectă a datelor mașinilor electrice și ale celorlalte elemente din schemele cinematice și electrice ale acționării. În cadrul acestei preocupări, calculul puterii mașinilor electrice de acționare, ținând seamă de serviciul în care are loc funcționarea grupului mașină electrică - mecanism executor (ME), este o problemă esențială. Pe de-o parte, folosirea unor MEA de putere insuficientă nu asigură funcționarea normală a ML și duce la scăderea productivității, la avarii și la scoaterea timpurie din funcțiune a MEA datorită suprasolicitării acestora; apar cheltuieli suplimentare legate de înlocuirea mașinilor defecte și pagube datorită stagnării producției în perioadele de avarie. Pe de altă parte, utilizarea unor MEA de putere prea mare înrăutățește

*) În cele ce urmează, pentru restrângerea textului, ori de câte ori nu provoacă confuzii se vor folosi următoarele prescurtări:

- AE - acționare electrică ;
- MEA - mașină electrică de acționare ;
- MA - mașină de acționare (cînd nu se impune precizarea naturii acesteia) ;
- ML - mașină de lucru ;
- ME - mecanism executor al mașinii de lucru .

indicii economici ai instalației de acționare, duce la scumpirea ei și la pierderi suplimentare de energie din cauza micșorării randamentului și a factorului de putere. În acest caz crește valoarea investițiilor necesare și consumul de energie pe unitatea de produs. În afară de aceasta, prin înrăutățirea factorului de putere se încarcă neproductiv rețelele de distribuție și se scumpesc instalațiile de compensare a acestuia.

Efectuarea unor cercetări pentru îmbunătățirea ipotezelor de calcul și a metodelor de proiectare existente și pentru elaborarea de noi metode de calcul a AE, mai eficiente din punctul de vedere tehnic și economic, este justificată obiectiv prin faptul că AE reprezintă un consumator foarte puternic în balanța energetică a țării și economiile de energie ce se pot realiza prin dimensionarea corectă a MEA, folosind metode de calcul mai exacte, sînt importante. De asemenea, prin punerea la dispoziția cercetătorilor și proiectanților de AE a unor metode de investiție tehnică și științifică adecvate se contribuie la mărirea productivității muncii de cercetare și de proiectare.

În consecință, avînd în vedere sarcinile etapei actuale de dezvoltare a economiei noastre naționale, legate de creșterea productivității muncii și a eficienței economice, de îmbunătățirea calității produselor, de utilizarea rațională a energiei electrice și de reducerea consumurilor specifice de energie și ținînd seamă de numărul mare de utilaje electromecanice în toate ramurile industriale, se înțelege importanța problemelor abordate în lucrarea de față.

Se apreciază că lucrarea de față poate fi utilă tuturor celor care se ocupă de proiectarea și exploatarea de AE. Proiectanții de MEA găsesc de asemenea indicații utile privind valoarea optimă a parametrilor MEA proiectate, în funcție de destinația acestora. Se propune întreprinderilor constructoare de MEA să completeze lista datelor de catalog ale produselor lor cu o serie de noi mărimi necesare beneficiarilor pentru a putea asigura exploatarea rațională, din punct de vedere tehnic și economic, a MEA.

1. CONSIDERAȚII PRIVIND METODELE DE CALCUL AL ACȚIONARILOR ELECTRICE.

1.1. Incadrarea problemelor abordate.

Aplicarea unor metode de calcul fundamentate științific se impune atât la proiectarea unor instalații de acționare noi, cât și la studiul și verificarea unor acționări electrice existente.

La proiectarea AE se disting patru etape principale :

I. Alegerea sistemului de acționare și a schemelor funcționale.

II. Dimensionarea elementelor componente ale instalației de acționare. Aceasta se referă concret la următoarele probleme:

- a) alegerea și verificarea datelor mașinii (mașinilor) electrice de acționare și, eventual, ale volantului ;
- b) dimensionarea transmisiei dintre MEA și ME ;
- c) dimensionarea reostatelor de pornire, de frînare, de modificare și de reglare a vitezei din circuitele mașinii (mașinilor) electrice și din circuitele de comandă ale acționării;
- d) alegerea aparatelor de comandă, reglare, protecție, semnalizare și măsurare.

III. Analiza comparativă tehnică - economică a mai multor variante de proiectare și stabilirea variantei optime.

IV. Stabilirea construcției acționării, inclusiv întocmirea schemelor de montare.

Problemele care constituie obiectul lucrării de față, referindu-se în esență la alegerea puterii și verificarea pe baza încălzirii a MEA, se încadrează în etapa a doua a proiectării AE. Ele se încadrează totodată și în categoria problemelor legate de studiul comportării MEA în diferitele condiții întâlnite în exploatarea AE.

1.2. Punctul de plecare pentru stabilirea datelor de proiectare.

Utilajele electromecanice se compun din două părți principale : - instalația tehnologică sau ML reprezentată prin ME;

- instalația de acționare electrică alcătuită la rândul său din una sau mai multe MEA, sistemul de transmisie dintre MA și ME și aparatul de comandă, reglare, protecție, semnalizare și măsurare.

Cele două părți principale ale unui utilaj electromecanic nu

pot fi tratate separat, deoarece funcționarea părții electrice este determinată de cerințele procesului tehnologic realizat de partea tehnologică și de natura acesteia. AE asigură energia mecanică necesară executării procesului tehnologic în condițiile impuse de acesta. Cu alte cuvinte, AE are destinația de a pune și a menține în mișcare ME, de a-i modifica sau regla viteza și de a-l opri sau frîna conform necesităților impuse de procesele tehnologice sau operațiile executate. De aceea, pentru studiul și proiectarea corectă a unei AE trebuie să se pornească totdeauna de la procesul tehnologic și de la regimul de lucru, respectiv de la condițiile tehnice impuse ME pentru realizarea corespunzătoare a procesului tehnologic. Din analiza acestora și ținînd seamă și de tipul ME rezultă datele inițiale pentru proiectarea acționării. Că referire numai la datele care privesc MEA se arată, în principiu, că ele trebuie să permită stabilirea :

- tipului funcțional [180], constructiv [181] și de protecție [182] al MEA ;
- serviciul nominal tip al MEA [178];
- clasei de izolație necesare a MEA [178,179];
- ordinului de mărime al puterii și al turației MEA ;
- diagramelor de funcționare ale MEA (v.pot.1.3) ;
- condițiilor privind pornirea, frînarea, reversarea, precum și modificarea și reglarea vitezei ;
- frecvenței conectărilor pentru porniri, frînări, reversări, respectiv modificări de viteză ;
- condițiilor de funcționare care, alături de serviciul de exploatare și de regimurile de încărcare care-l compun, influențează solicitarea termică și sarcina admisibilă a MEA.

În general, condițiile tehnice impuse MEA de către ME sînt foarte variate și implică rezolvarea tuturor problemelor indicate mai sus într-o strînsă interdependență. Proiectarea corectă a acționării unui ME reclamă în mod imperios în primul rînd cunoașterea cît mai intimă a procesului tehnologic de executat.

1.3. Considerații asupra diagramelor de funcționare ale acționărilor electrice.

1.3.1. Definierea, importanța și gruparea diagramelor de funcționare.

Diagramele de funcționare ale AE reprezintă curbele de variație în funcție de timpul t a vitezei liniare v sau unghiulare

Ω , a accelerației liniare dv/dt sau unghiulare $d\Omega/dt$, a deriva-
t-ei accelerației liniare d^2v/dt^2 sau unghiulare $d^2\Omega/dt^2$, a spa-
țiului $l = \int v dt + l_0$ sau a unghiului $\alpha = \int \Omega dt + \alpha_0$, a curentu-
lui de sarcină I , a forței F sau a cuplului M , a puterii P și a
supratemperaturii ϑ a MEA, adică :

$$v, \Omega, \frac{dv}{dt}, \frac{d\Omega}{dt}, \frac{d^2v}{dt^2}, \frac{d^2\Omega}{dt^2}, l, \alpha, I, F, M, P, \vartheta = f_{1...13}(t) \quad (1.1)$$

Importanța mare care trebuie să se acorde diagramelor de
funcționare definite prin relația generală (1.1) se justifică
prin aceea că ele caracterizează funcționarea unei AE din punct
de vedere electromecanic (cinematic și dinamic), electromagnetic
și termic, evidențiază regimurile de funcționare (staționare, ne-
staționare și tranzitorii) și de încărcare ale MEA sub aspect ca-
litative și cantitativ - definind serviciul de exploatare al aceas-
teia (v.pot.1.6) - și stau la baza alegerii și verificării MEA
prin metode științifice.

In cadrul preocupărilor pentru stabilirea datelor necesare
aplicării metodelor de calcul al AE, determinarea diagramelor de
funcționare ocupă un loc de frunte [2, 29, 30, 33, 36, ... 39, 41, 43,
45, 49, 88, 89, 98, 107, 129, ... 133, 136, 139, 145, 146, 147].

Diagramele de funcționare ale AE pot fi împărțite în urmă-
toarele cinci grupe (pentru lămuriri suplimentare privind nota-
țiile folosite, vezi figura 2.2):

a) Diagrame cinematice, denumite uneori diagrame de mers
sau grafice de circulație, reprezentînd :

$$v, \Omega, \frac{dv}{dt}, \frac{d\Omega}{dt}, \frac{d^2v}{dt^2}, \frac{d^2\Omega}{dt^2}, l, \alpha = f_{1...8}(t), \quad (1.2)$$

unde $v, dv/dt, d^2v/dt^2$ și l se consideră de obicei raportate la
partea mobilă, activă a ML, iar $\Omega, d\Omega/dt, d^2\Omega/dt^2$ și α la
arborele MEA.

b) Diagrame de încărcare tehnologică a mecanismului executor,
reprezentînd curbele de variație în funcție de timp a forței sta-
tice F_L sau a cuplului static M_L și a puterii statice $P_L = F_L v$, res-
pectiv $P_L = M_L \Omega_L$ impuse la organul mobil, activ al ML de către
procesul tehnologic executat, adică :

$$F_L, M_L, P_L = f_{10L, 11L, 12L}(t) \quad (1.3)$$

c) Diagrame de încărcare tehnologică a ME, raportate la ar-
borele MEA, denumite în continuare, pe scurt, diagrame de încăr-

care tehnologică raportate, reprezentînd curbele de variație în funcție de timp a cuplului static M_r și a puterii statice $P_r = M_r \Omega$, ambele impuse la arborele MEA de către ME și sistemul de transmisie pentru executarea procesului tehnologic în condițiile date, adică :

$$M_r, P_r = f_{11r,12r}(t) \quad (1.4)$$

Cuplul static de încărcare tehnologică a ME raportat la arborele MEA, M_r , se va numi în continuare, pe scurt, cuplul static raportat. În mod analog puterea P_r se va numi puterea statică raportată.

Diagramele de încărcare tehnologică raportate se determină pe baza diagramelor de încărcare tehnologică a ME, ținînd seamă de datele sistemului de transmisie (v.cap.2).

d) Diagrame de sarcină ale mașinii electrice de acționare, denumite în continuare, pe scurt, diagrame de sarcină, reprezentînd :

$$I, F, M, P = f_{9,\dots,12}(t) \quad (1.5)$$

unde, după caz, curentul de sarcină I se consideră în circuitul legat la rețea sau în circuitul indusului MEA, cu F s-a notat forța dezvoltată de MEA la organul mobil, activ al ML, cuplul dezvoltat de MEA se consideră un cuplu la arbore, notat cu M , sau un cuplu electromagnetic, notat cu M_g [10,138], iar puterea mașinii electrice de acționare se consideră o putere mecanică la arbore, notată cu $P = M \Omega$, sau o putere electromagnetică la borne, notată cu P_b .

În grupa diagramelor de sarcină se poate încadra și curba de variație în funcție de timp a pierderilor totale din MEA, adică:

$$p = P_1 - P_2 = P_1(1 - \eta) = P_2 \left(\frac{1}{\eta} - 1 \right) = f_p(t), \quad (1.6)$$

deoarece MEA trebuie să suporte în timpul funcționării pierderile p fără să se supraîncălzească. În relația (1.6) s-au notat cu P_1 și P_2 puterea absorbită (primită), respectiv debitată (utilă) de MEA, iar $\eta = f(P_2)$ este randamentul mașinii electrice. La funcționarea MEA în regim de motor $P_1 = P_b$ și $P_2 = P$.

Diagramele de sarcină se determină pe baza diagramelor de încărcare tehnologică raportate (v.pct.1.3.2).

În cazul acționărilor cu încărcarea dependentă de unghiul de rotație α , cum este cazul acționărilor cu mecanism bielă - manivelă, diagrama cuplului M_r , deci inițial și diagrama cuplului M , se reprezintă sub forma [29,41,129,...133] :

$$M_r = f_r(\alpha), \quad (1.7), \quad \text{respectiv } M = f(\alpha), \quad (1.8)$$

unde funcția $\alpha(t)$ este definită de relația :

$$d\alpha = \Omega dt \quad (1.9)$$

e) Diagrama de încălzire a MEA, reprezentînd curba de variație în funcție de timp a supratemperaturii \mathcal{J} a MEA sau a unei părți considerate a acesteia (de exemplu a înfășurării de sarcină^{*)}) în raport cu temperatura mediului de răcire (ambiant), τ_a , adică :

$$\mathcal{J} = \tau - \tau_a = f_{\mathcal{J}}(t) \quad (1.10)$$

Impărțirea diagramelor de funcționare ale AE în cele cinci grupe evidențiate mai sus nu este prezentată în literatura de specialitate și aparține autorului.

Diagramele de funcționare ale AE apar în forme foarte variate, potrivit cu felul ML și cu caracterul procesului tehnologic executat. Ele se compun în general din două părți : una care corespunde perioadelor de funcționare în regim staționar și a doua corespunzătoare perioadelor de funcționare în regim nestaționar sau tranzitoriu. Raportul dintre duratele proceselor staționar și tranzitorii variază în limite largi. Procesele electromecanice, electromagnetice și termice se consideră staționare dacă mărimile semnificative ale acestor procese, adică v, Ω, I, M , respectiv \mathcal{J} , sînt constante în timp. În caz contrar procesele sînt nestaționare sau tranzitorii (v.pct.1.6.1.)

Aplicarea unor metode de calcul fundamentate științific pentru alegerea puterii și verificarea la încălzire a MEA condiționează, în toate cazurile, cunoașterea diagramei de sarcină sub una din formele : $p(t), I(t), M(t)$, sau $P(t)$, precum și a diagramei de mers sub forma $\Omega(t)$.

1.3.2. Determinarea diagramelor de funcționare.

De la început trebuie subliniat faptul că exactitatea rezultatului calculelor de dimensionare și de verificare a AE depinde în mare măsură de precizia cu care se pot determina diagramele de funcționare, respectiv diagramele de sarcină. De aici rezultă importanța care trebuie acordată și se acordă [2,15,17,

*) Prin înfășurare de sarcină se înțelege o înfășurare prin care are loc un curent dependent de sarcina mașinii electrice.

18,30,36,39,41,49,134,136,138,147] acestei probleme.

Metodele cunoscute și aplicate pentru determinarea diagrame-
lor de funcționare ale AE pot fi grupate în : a) metode experimen-
tale, b) metode de calcul analitice, grafice sau grafice-analitice
și c) metode de calcul statistice.

Dintre metodele experimentale se amintesc : a1) - metoda în-
registrării, respectiv oscilografierii, aplicabilă în cazul unor
instalații industriale existente [14,36,37,41,43,45,131,157];
a2) - metoda modelării fizice [33,38,39,41] ; a3) - metoda mode-
lării matematice sau analogice [7,39,59,64,134,135,170].

În legătură cu metodele de calcul statistice se arată că
acestea sînt metode aproximative în cadrul cărora diagramele de
funcționare se întocmesc pe baza unor date statistice și a unor
coeficienți de consum specific de energie, rezultate din experien-
ța exploatării unor utilaje electromecanice asemănătoare [36,95,
120,174]. Aceste metode se aplică în cazul instalațiilor în fază
de proiectare, cînd nu se pot stabili suficiente date inițiale pen-
tru aplicarea metodelor de calcul analitice, grafice sau grafice-
analitice, respectiv de modelare.

Prin intermediul proceselor tranzitorii electromecanice,
electromagnetice și termice, care se află într-o strînsă interde-
pendență și se influențează reciproc, diagramele de funcționare ale
AE sînt influențate de diferitele inerții ale elementelor compo-
nente, cum sînt, după caz, inerția mecanică, inerția electromagne-
tică și inerția termică, caracterizate prin constantele de timp
electromecanică, electromagnetică și respectiv termică.

La rezolvarea problemelor concrete, procesele tranzitorii
trebuie studiate cu pretenții diferite. Deoarece procesele electro-
mecanice și electromagnetice decurg într-un timp relativ scurt fa-
ță de procesele termice și schimbarea temperaturii mașinii electri-
ce în acest interval este, în general, neînsemnată, la cercetarea
proceselor tranzitorii se neglijează, de regulă, influența tempe-
raturii [39,41]. Adeseori, cînd nu se pretinde o exactitate mare,
în calcule se ia în considerare numai inerția mecanică.

La determinarea diagramei de funcționare cu ajutorul meto-
delor de calcul analitice, grafice sau grafice-analitice [2,29,30,
33,36,38,39,41,49,88,89,98,107,129,...133,136,138,147], precum și
prin modelarea matematică [7,59,64,135,170] se recurge la ecuația
mișcării care, scrisă în forma generală, este :

$$\pm M \mp M_R = M_J = J_e \frac{d\Omega}{dt} + \frac{\Omega}{2} \frac{dJ_e}{dt}, \quad (1.11)$$

$$\text{sau, uneori : } \pm P \mp P_R = P_J = J_e \Omega \frac{d\Omega}{dt} + \frac{\Omega^2}{2} \frac{dJ_e}{dt}, \quad (1.12)$$

unde s-a admis că momentul de inerție echivalent total, raportat (v.cap.2) la arborele MEA, este variabil [29,39,41], adică $J_e \neq \text{const.}$, astfel încît cuplul inerțial total, M_J , are două componente [41,131]: $M_{J1} = J_e \frac{d\Omega}{dt}$ - determinată de variația vitezei unghiulare și $M_{J2} = \frac{\Omega}{2} \frac{dJ_e}{dt}$ - determinată de variația momentului de inerție.

În cazul acționărilor cu încărcarea dependentă de unghiul de rotație, la care $J_e = f_J(\alpha)$, [29,36,39,41,130, ...133], componenta M_{J2} poate fi scrisă sub forma : $M_{J2} = \frac{\Omega}{2} \frac{dJ_e}{d\alpha}$.

Toate mărimile din ecuația mișcării trebuie să fie raportate la același arbore al lanțului cinematic al acționării. În ecuația (1.11) toate mărimile sînt considerate raportate la arborele MEA, deoarece acolo interesează de obicei cunoașterea lor.

Ecuația mișcării în cazul sistemelor cu mișcare de translație, adică :

$$\pm F \mp F_L = F_J = m \frac{dv}{dt} + \frac{v^2}{2} \frac{dm}{dl}, \quad (1.13)$$

poate fi adusă de asemenea la forma (1.11), dacă se aplică metodele indicate în literatură [29,30,39,41] pentru raportarea forțelor (F , F_L) și a maselor (m) de la o mișcare de translație la una de rotație.

În cazul acționărilor cu $J_e = \text{const.}$, sau $m = \text{const.}$, ecuația mișcării apare sub forma :

$$\pm M \mp M_R = M_J = J_e \frac{d\Omega}{dt}, \quad (1.14)$$

$$\text{respectiv: } \pm F \mp F_L = F_J = m \frac{dv}{dt} \quad (1.15)$$

Unele precizări privind aplicarea corectă a ecuației mișcării sub aspect calitativ și cantitativ sînt prezentate în cap.2.

Pentru rezolvarea ecuației mișcării (1.11) trebuie să se cunoască caracteristicile mecanice ale MEA, $M = f(\Omega)$, și ale ME, $M_R = f_R(\Omega)$, precum și valoarea și legea de variație a momentului de inerție echivalent total, $J_e = f_J(t)$, respectiv $J_e = f_J(\alpha)$, toate raportate la arborele MEA.

Rezultă că determinarea "exactă" prin calcul a diagramelor

de funcționare se poate face numai după alegerea prealabilă a MEA cu ajutorul unui criteriu de aproximare [29,30,36,39,41], stabilirea datelor și calcularea caracteristicilor mecanice artificiale de pornire, de frinare, de reversare și de modificare a vitezei acesteia.

La începutul calculelor de proiectare, când nu se cunosc încă datele MEA, se pot determina numai diagrame de funcționare aproximative, aplicând un calcul simplificat bazat, în general [36,39,120,174], pe admiterea unor valori constante pentru accelerația, respectiv decelerația din perioadele proceselor tranzitorii.

Determinarea porțiunilor din diagramele de funcționare corespunzătoare regimului staționar nu constituie, în general, o problemă deosebită. În schimb, rezolvarea ecuației mișcării pentru determinarea porțiunilor din diagramele de funcționare corespunzătoare regimului nestaționar prezintă unele dificultăți, mai ales când $J_e \neq \text{const.}$, când M_T nu depinde numai de viteză, ci și de alte mărimi și când variația mărimilor M_T , M și J_e nu se poate exprima analitic prin relații simple. De la caz la caz, ecuația mișcării se rezolvă aplicând una din metodele generale sau speciale indicate în literatură [2,29,30,36,39,41,49,89,98,107] pentru cercetarea fenomenelor tranzitorii.

Situațiile de rezolvare a ecuației mișcării sînt foarte variate în funcție de datele problemei. Cel mai simplu se rezolvă problema dacă $J_e = \text{const.}$, caracteristica mecanică a MEA este liniară și cuplul M_T depinde numai de viteză, sau este chiar constant. Dacă $J_e \neq \text{const.}$, $M = f(\Omega)$ nu este liniară și M_T depinde și de alte mărimi, nu numai de Ω , atunci ecuația mișcării obține forme mai complicate [30,39,41,131]. Adeseori, legea de variație a cuplului static raportat nu se poate exprima prin relații matematice și de aceea, pentru rezolvarea ecuației mișcării, trebuie să se recurgă la calculele laborioase grafice sau grafice-analitice [2,29,36,41,49,89,98,107,131].

Volumul de muncă necesar pentru întocmirea diagramei de funcționare crește odată cu precizia dorită. De aceea, în practică se adoptă de obicei o soluție de compromis, în funcție de importanța acționării proiectate [36].

1.3.3. Diagrame de încărcare tehnologică raportate - diagrame de sarcină.

Din analiza comparativă a diagramei de încărcare tehnologică raportate și a diagramei de sarcină rezultă oă între cele

două grupe de diagrame de funcționare ale AE, reprezentate matematic în forma generală prin relațiile (1.4), respectiv (1.5), există o deosebire esențială. În legătură cu această deosebire, care apare chiar și atunci când mărimile comparate sînt cupluri sau puteri, se prezintă în continuare cîteva aspecte mai importante.

Pentru a putea determina puterea mașinii electrice dintr-o acționare, aplicînd metodele cunoscute din literatură sau elaborate în cadrul acestei lucrări, este necesar să se cunoască diagrama sa de sarcină sub una din formele prezentate la pct.1.3.1. Important de relevat este faptul că, chiar dacă în final trebuie să se cunoască diagramele $p(t)$ sau $I(t)$, mai întîi se determină diagrama $M(t)$ [29,30,36,41], deoarece încărcarea determinată de ME la arborele MEA este evidențiată prin diagrama $M_r(t) = P_r(t)/\Omega(t)$, iar legătura dintre MEA și ME este exprimată de ecuația mișcării prin a cărei rezolvare se obține $M(t)$.

Se subliniază încă odată faptul că cuplurile M și M_r din ecuația mișcării sînt independente și se produc de sine stătător, primul de către MEA și al doilea de către ME și sistemul de transmisie. De aceea, cu toate că sînt raportate la același arbore și anume la arborele MEA, cuplurile M și M_r vor fi în general diferite, atît ca valoare, cît și ca semn. De asemenea se deduce că, în cazul unei reprezentări corecte și ca semn, diagrama de sarcină $M(t)$ nu se suprapune peste diagrama de încărcare tehnologică raportată $M_r(t)$ nici chiar în regimul staționar.

Se poate considera că în timpul proceselor tranzitorii diagrama de sarcină $M(t)$ rezultă prin suprapunerea peste o componentă statică $M_s(t) = -M_r(t)$, corespunzătoare stării de echilibru, a unei componente dinamice sau inerțiale $M_j(t)$ care se adună la componenta statică sau se scade din aceasta, după cum are loc un proces de accelerare, respectiv de decelerare (v.fig.1.2). Această observație se poate extinde și asupra diagramelor de sarcină $P(t)$ și $I(t)$.

Semnul cuplurilor M , M_s și M_r se stabilește în funcție de sensul lor de acțiune în raport cu sensul mișcării (v.pct.2.1).

Cuplul M_s are caracterul unui cuplu dezvoltat de MEA într-un regim staționar în care cuplul dezvoltat de ME și sistemul de transmisie la arborele MEA este M_r .

Diagramele $M_s(t)$ și $M_r(t)$ sînt simetrice în raport cu axa timpului.

Diagrama $M_s(t)$ poate fi considerată ca diagramă de sarcină

statică ; ea se suprapune peste diagrama de sarcină $M(t)$ numai în regimul staționar. Diagrama de sarcină statică $M_g(t)$ se determină prin schimbarea semnului cuplului în diagrama de încărcare tehnologică raportată $M_r(t)$.

Importanța reprezentării corecte a diagramei de încărcare tehnologică raportate, cu evidențierea și a semnului real al cuplului M_r , rezidă în faptul că pentru scrierea corectă a ecuației mișcării într-un caz concret trebuie să se cunoască atât valoarea, cât și semnul cuplului M_r .

Trebuie precizat faptul nesemnalat în literatură, că în ecuația mișcării apar două cupluri independente numai dacă cuplul M_r se află în membrul stîng al ecuației, alături de cuplul M . Odată cu trecerea cuplului M_r în membrul drept al ecuației mișcării el își pierde caracterul de cuplu independent, produs de sine stătător, și se transformă în componenta statică M_g a cuplului M . De aceea, determinarea prin calcul, cu ajutorul ecuației mișcării, a diagramei de sarcină $M(t)$ nu se face direct pe baza diagramei de încărcare tehnologică raportate $M_r(t)$, ci prin intermediul diagramei de sarcină statice $M_g(t)$. Nici acest fapt nu este evidențiat în literatură.

Diagrama de sarcină $M(t)$ diferă de diagrama de sarcină statică $M_g(t)$ ou atât mai mult, cu cât valoarea constantei electromecanice de timp

$$T_m = \frac{J_e \Omega_0 s_N}{M_N} \quad (1.16)$$

este mai mare și cu cât ponderea proceselor tranzitorii este mai mare în raport cu ponderea proceselor staționare. În relația (1.16), Ω_0 este viteza unghiulară de mers în gol ideal, sau de sincronism ($\Omega_0 = \Omega_1$), s_N este alunecarea nominală și M_N este cuplul nominal la arbore al MEA. Numai dacă funcționarea este staționară, cu $\Omega = \text{const.}$, sau dacă J_e se consideră teoretic nul, adică $J_e \approx 0$, deci $T_m \approx 0$, atunci diagrama de sarcină $M(t)$ este identică cu diagrama de sarcină statică $M_g(t)$. Deoarece totdeauna $J_e \neq 0$, deci $T_m \neq 0$, rezultă că în perioadele de funcționare tranzitorie diagrama $M(t)$ este totdeauna diferită de diagrama $M_g(t)$. Diferența este determinată de variația energiei cinetice înmagazinate în masele în mișcare în funcție de caracterul proceselor tranzitorii, care la rîndul său depinde de însușirile ME, MEA și transmisiei mecanice, de principiul de funcționare și proprietățile aparatelor de comandă și de natura serviciului. Practic, diferențele cele mai mari rezultă în cazul acționărilor cu volant la care se produc încărcări

sub forma de șocuri [29,33,...39,41,45,96,129].

Pentru a ușura calculele este avantajos ca diagramele $M_r(t)$ rețele, deci și diagramele $M_s(t)$, care în practică au de obicei forme foarte variate, să fie înlocuite cu diagrame echivalente alcătuite din porțiuni cu forme geometrice simple. Cu ajutorul metodelor elaborate în ultimii ani [41,131,132,133,136], o diagramă $M_s(t)$ cu o variație continuă oarecare poate fi înlocuită cu o diagramă echivalentă în formă de trepte, în care M_s are diverse valori constante în anumite intervale de timp (v.fig.1.2). Dintr-o astfel de diagramă de încărcare echivalentă în trepte, pentru $J_e = \text{const.}$ și admitînd aproximația că în intervalul de variație a sarcinii caracteristica mecanică a MEA este liniară (fig.1.1), se poate calcula diagrama de sarcină $M(t)$ cu ajutorul relației :

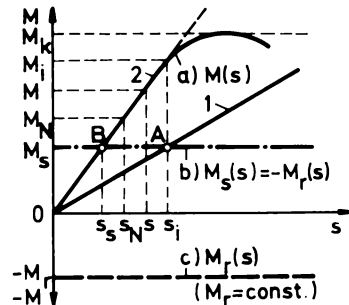
$$M = M_s \left(1 - e^{-\frac{t}{T_m}}\right) + M_i e^{-\frac{t}{T_m}}, \quad (1.17)$$

unde M_i este valoarea cuplului dezvoltat de MEA la începutul intervalului considerat, adică în momentul $t = 0$.

Fig.1.1.

Explicativă la deducerea relației (1.17)

- a) - caracteristica mecanică a MEA ;
- b) - caracteristica mecanică a ME, raportată la arborele MEA ;
- c) - caracteristica cuplului M_r răsturnată, reprezentînd locul geometric al punctelor de funcționare staționară a MEA pe diferite caracteristici 1, 2 etc.



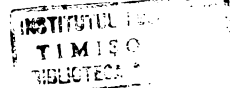
Pentru deducerea relației (1.17), în fig.1.1 se consideră cazul regimului tranzitoriu de modificare a vitezei, de exemplu a unui mecanism de ridicare la ridicarea sarcinii, declanșat prin comutarea funcționării MEA de pe caracteristica 1 pe caracteristica 2, punctele de funcționare staționară inițial și final fiind A, respectiv B. Pentru acest caz ecuația mișcării se scrie sub forma:

$$M - M_r = J_e \frac{d\Omega}{dt} \quad (1.18)$$

Prin înlocuirea vitezei unghiulare Ω cu alunecarea s , adică $\Omega = \Omega_0(1 - s)$, și regruparea termenilor, prin care M_r se transformă în M_s , ecuația (1.18) devine :

$$J_e \Omega_0 \frac{ds}{dt} + M = M_s \quad (1.19)$$

Pentru porțiunea liniară a caracteristicii mecanice $M(s)$ se poate scrie :



$$\frac{M}{s} = \frac{M_N}{s_N} = \frac{M_S}{s_S} = \frac{M_i}{s_i} \quad (1.20)$$

care împreună cu expresia (1.16) a constantei de timp electromecanice permite scrierea ecuației diferențiale (1.19) sub forma :

$$\frac{ds}{dt} + \frac{1}{T_m} s = \frac{1}{T_m} s_S \quad (1.21)$$

Rezolvînd ecuația diferențială (1.26), se obține :

$$s = s_S(1 - c e^{-\frac{t}{T_m}}) + s_i e^{-\frac{t}{T_m}} \quad (1.22)$$

în care s_i este alunecarea la $t=0$ și din care, cu ajutorul egalităților (1.20), rezultă expresia (1.17) a diagramei de sarcină $M(t)$ pentru intervalul de timp considerat.

Considerarea lui $M_S = \text{const.}$ duce la o diagramă $M(t)$ sub formă de exponențiale prin care se asigură efectuarea expeditivă și pe cale analitică a calculelor și înlăturarea caracterului arbitrar al alegerii unei soluții pentru acționare [2,29,30,33,34,36,38,... 41,49,98,131].

În fig.1.2 se prezintă spre exemplificare diagramele de funcționare ale acționării unui război de țesut bumbac, avînd datele tehnice conform [41, problema 6.3]. Diagrama $M_r(t)$ rezultă ca sumă a încărcărilor produse de mecanismul de acționare a vatalei și de mecanismul de accelerare a suveicii. $M'_S(t)$ este diagrama de sarcină statică reală, iar $M_S(t)$ este diagrama de sarcină statică echivalentă în trepte pentru care s-a obținut diagrama de sarcină $M(t)$ cu ajutorul relației (1.17).

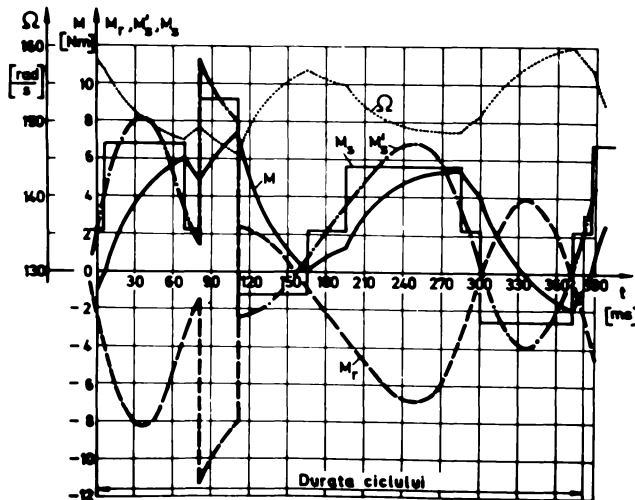


Fig.1.2.

Diagramele de funcționare ale acționării unui război de țesut bumbac (exemplificare): Mașină asincronă cu rotorul în scurtcircuit :

$P_N = 1 \text{ kW}$, $\Omega_0 = 157$
 rad/s , $s_N = 0,067$,
 $T_m = 0,031 \text{ s}$ (valoarea medie).

1.3.4. Observații finale. Autorul este de părere, că în literatura de specialitate nu se face o distincție suficient de clară între denumirile diferitelor grupe de diagrame de funcționare și se confundă diagrama de funcționare statică $M_s(t)$ cu diagrama de încărcare tehnologică raportată $M_T(t)$, ceea ce crează dificultăți la stabilirea semnului cuplurilor din ecuația mișcării și din relația (1.17).

Pe baza celor prezentate la pct.1.3.3. se reține concluzia, că în ecuația mișcării (1.11) sau (1.14) trebuie să se introducă cuplul M_T din diagrama de încărcare tehnologică raportată, iar în relația (1.17) și în relații similare, în care cuplurile au caracterul de componente ale cuplului dezvoltat de MEA, trebuie să apară cuplul M_s din diagrama de sarcină statică. În aceste condiții semnul tuturor cuplurilor poate fi stabilit pe baza unei convenții general valabile (v.pct.2.1) în funcție de sensul lor real de acțiune în raport cu sensul mișcării.

1.4. Criterii de calcul. La baza alegerii puterii MEA stau diagramele de sarcină. În fiecare caz, o MEA aleasă în concordanță cu diagrama de sarcină dată trebuie să nu se încălzească peste limitele admise pentru clasa sa de izolație [178,179], să suporte în condiții normale suprasarcinile de scurtă durată din timpul exploatării și să aibă un cuplu de pornire suficient de mare în tot timpul procesului de pornire. Totodată, din punctul de vedere tehnic și economic, MEA trebuie astfel aleasă, încît în timpul funcționării încălzirea sa să ajungă la valoarea nominală, iar randamentul și factorul de putere să aibă o valoare mijlocie optimă.

Metodele de calcul cunoscute din literatura de specialitate și utilizate în prezent pentru alegerea puterii și verificarea MEA se bazează pe următoarele trei criterii: I - criteriul încălzirii; II - criteriul suprasarcinii maxime; III - criteriul cuplului de pornire.

Îndeplinirea celor trei criterii este necesară și suficientă pentru asigurarea funcționării în bune condiții a oricărei acționări.

În general după alegerea puterii pe baza unuia din cele trei criterii se face verificarea MEA pe baza celorlalte două.

Aplicarea criteriilor II și III nu prezintă, de obicei, probleme deosebite. În cele ce urmează conținutul tezei se referă numai la metodele de dimensionare a AE bazate pe criteriul încălzirii.

1.5. O clasificare a metodelor de calcul la încălzire al puterii mașinilor electrice de acționare.

Problema de bază la proiectarea AE, aceea de determinare corectă a datelor MEA și ale celorlalte elemente din schemele cinematice și electrice ale acționării, poate fi rezolvată în mod corespunzător numai prin folosirea unei metode de calcul adecvate cazului dat.

Durata de viață a MEA depinde în primul rând de durata de viață a izolației [39,63,176], iar aceasta din urmă depinde în foarte mare măsură, pe lângă solicitarea mecanică, electrică și chimică de solicitarea termică a mașinii [21,43,47,72,87,93,97,99,105,169]. Din acest punct de vedere prezintă importanță atât valoarea, cât și durata de acțiune a temperaturii. Îmbătrânirea sau uzura termică a izolației depinde de legea de variație în funcție de timp a temperaturii [57,58,70,106,117,153]. De aceea metodele de calcul folosite pentru alegerea și verificarea puterii MEA sînt în strînsă legătură cu fenomenul încălzirii.

În practica industrială apar frecvent cazuri cînd MEA sînt utilizate în alte condiții decît cele nominale pentru care au fost construite (v.cap.4). Metoda de calcul aplicată în astfel de cazuri trebuie să permită evidențierea faptului că sarcina admisibilă diferă de cea nominală cu atît mai mult, cu cît condițiile de funcționare reale se abat mai mult de la condițiile nominale. Această precizare se referă atît la condițiile de încălzire, cît și la condițiile de răcire (v.pct.1.6.1.).

În cazul AE supuse la șocuri pronunțate de încărcare tehnologică se folosește adeseori un volant pentru aplatizarea diagramei de sarcină a MEA prin mărirea momentului de inerție al acționării. În aceste cazuri calculul datelor MEA este strîns legat de determinarea momentului de inerție al volantului și prin datele acționării se înțeleg parametrii legați între ei prin constanta electromecanică de timp T_m , definită prin relația (1.16) [33,38,41].

Acționările cu mecanism bielă-manivelă se caracterizează prin dependența mărimilor M_r , M_g și J_g de unghiul de rotație α [41]. De acest lucru trebuie să se țină seamă la dimensionarea acționării.

În cazul acționărilor cu mașini asincrone cu rotorul în scurtcircuit utilizate în servicii cu conectări repetate pentru porniri, frînări, reversări și modificări de viteză, solicitarea termică a MEA în perioadele de funcționare în regim tranzitoriu este foarte pronunțată. În acest caz curentul nu este proporțional cu

cuplul și pierderile din circuitul indusului se dezvoltă integral în interiorul MEA, neputînd fi scoase, parțial, în afara acesteia prin aplicarea de reostate rotorice adiționale. De aceea este necesar să se verifice respectarea frecvenței admisibile de conectare.

Pe baza celor arătate mai sus se pot încadra metodele de dimensionare la încălzire a AE în una din grupele prezentate în continuare.

I. Metode generale :

I 1 - metoda curbei de încălzire [2,25,26,39,40,41,76,77,82,91,98];

I 2 - metoda mărimilor echivalente [2,10,30,39,44,49,60,89,98,107,122];

I 2a - metoda pierderilor medii ;

I 2b - metoda curentului echivalent ;

I 2c - metoda cuplului echivalent ;

I 2d - metoda puterii echivalente.

II. Metode speciale :

II 1 - metode de calcul pentru determinarea sarcinii admisibile a MEA utilizate în alte condiții decît cele nominale (v.cap.4):

II 1a - metode de calcul pentru determinarea sarcinii admisibile a MEA utilizate în alte servicii decît cel nominal tip [2,8,9,11,14,19,30,39,49,61,89,101,122,125,151,152,158,163];

II 1b - metode de calcul pentru determinarea sarcinii admisibile a MEA utilizate în alte condiții de răcire decît cele nominale [2,14,22,30,39,49,83,89];,

II 2 - metode de proiectare în cazul AE cu volant [29,30,33,...36,38,39,41,69,96];

II 3 - metode de proiectare în cazul AE cu încărcarea dependentă de unghiul de rotație [29,30,36,39,41,129,...133];

II 4 - metode de calcul pentru verificarea numărului admisibil de conectări pe oră (în cazul mașinilor asincrone cu rotorul în scurtcircuit) [2,29,41,55,104,123,142,145,146,152,160,161,165].

Cu referire la metodele din grupa II 4 în literatură și prin standarde [177,178] se face distincție între următoarele cazuri cu pondere mare a duratelor de funcționare în regim tranzitoriu : funcționare cu durate de pornire, funcționare cu durate de pornire și de frînare electrică, funcționare cu durate de reversare și funcționare cu durate de modificări de turație.

Aplicarea metodelor de calcul încadrate în grupele I și II

se bazează pe cunoașterea diagramei de sarcină.

III. Metode empirice. Aceste metode, elaborate pentru proiectarea AE la care nu se poate construi diagrama de sarcină, se bazează pe folosirea unor rezultate experimentale prezentate sub formă de coeficienți, tabele și diagrame, [32,94,120], valabile pentru un anumit tip de instalații. De aceea metodele empirice au o aplicabilitate limitată.

Metodele generale din grupa I stau la baza metodelor speciale din grupa II.

Cu excepția metodelor I 1 și II la, toate metodele prezentate mai sus evidențiază numai încălzirea medie pe ciclul a MEA. Prin metodele I 1 și II la se ține seamă de valoarea maximă a supratemperaturii din timpul unui ciclu de funcționare sau de încărcare a MEA.

Metodele I 1, I 2a și II 4 sînt în exclusivitate metode de verificare. Ele pot fi utilizate numai pentru verificarea puterii unei MEA alese în prealabil prin alte metode. Celelalte metode pot fi utilizate în funcție de datele inițiale ale problemei atât pentru alegerea puterii mașinilor electrice la proiectarea acționării, cît și pentru verificarea acesteia într-un caz dat.

Majoritatea metodelor actuale cunoscute din literatură și utilizate pentru dimensionarea la încălzire a MEA se bazează pe o serie de ipoteze simplificatoare (v.pct.1.8 și cap.3) și pe neglijarea unor aspecte secundare ale fenomenelor, cu scopul de a nu complica prea mult calculele față de avantajele minore ce s-ar obține în ce privește precizia rezultatelor.

1.6. Regimuri, servicii și condiții de funcționare ale mașinilor electrice de acționare.

1.6.1. Considerații generale.

Regimul MEA, ca de altfel regimul oricărui sistem fizic sau tehnic, este definit de ansamblul valorilor numerice ale tuturor mărimilor care caracterizează funcționarea MEA la un moment dat în anumite condiții date.

În timpul funcționării MEA au loc procese electromecanice, electromagnetice și termice, caracterizate prin mărimi de natură electromagnetice, mecanică, respectiv termică.

În cazul MEA se deosebesc : un regim electromecanic, un regim electromagnetic și un regim termic, care se află într-o strînsă interdependență și se influențează reciproc. Cu toate că, în general fără alte precizări, cele trei regimuri se consideră încadrate în

noțiunea globală de regim al unei MEA, regimul termic trebuie tratat separat, deoarece este influențat și de condițiile de funcționare.

În definiția dată în [178,pct.2.11] pentru regimul de funcționare al mașinilor electrice rotative se consideră numai ansamblul valorilor numerice ale mărimilor electrice și mecanice ; nu se consideră și mărimile care caracterizează funcționarea MEA din punct de vedere termic în mod explicit.

Regimurile de funcționare ale MEA pot fi: a) - staționare, dacă mărimile caracteristice nu variază în timp, cu toate că au loc transformări sau transferuri de energie ; b) - nestaționare, dacă mărimile caracteristice variază în timp ; c) - tranzitorii, dacă cel puțin o mărime caracteristică variază în timp ca urmare a trecerii MEA dintr-un regim staționar în alt regim staționar.

De asemenea, pentru o exprimare mai precisă, dacă interesează numai mărimile care caracterizează încărcarea sau sarcina MEA, se folosește termenul de "regim de încărcare" față de termenul de "regim de funcționare".

Serviciul MEA este definit prin succesiunea și durata de menținere a regimurilor care îl compun. Serviciul MEA poate fi reprezentat grafic prin diagramele de funcționare, dintre care importante sînt : diagrama de mers $\Omega(t)$, una din diagramele de sarcină reprezentate prin relația generală (1.5), diagrama de sarcină $p(t)$ și diagrama de încălzire $\mathcal{J}(t)$.

Prin STAS 1893-72,pct.4.5 și prin norme internaționale [177, 0530,pct.18], se clasifică serviciile de exploatare ale MEA în așa numitele "servicii tip", cărora le corespund diagrame de funcționare tip.

Serviciul tip al MEA este caracterizat printr-o succesiune standardizată a regimurilor care îl compun.

Fiecare MEA este încadrată într-un servici nominal tip marcat prin simboluri pe plăcuța indicatoare a mașinii.

Puterea nominală a MEA este stabilită pentru anumite "con-diții normale sau nominale de funcționare" [178,pct.4], denumite și "con-diții standard de exploatare" [182], specifice fiecărui ser-vici nominal tip.

Condițiile de funcționare care influențează solicitarea termică și deci sarcina admisibilă a MEA se pot împărți în "con-diții de încălzire" și "con-diții de răcire".

Din grupa condițiilor de încălzire fac parte acele condi-ții de funcționare care, alături de încărcarea produsă de ML,

adică de diagrama de încărcare tehnologică raportată $M_x(t)$, influențează valoarea și legea de variație în timp a pierderilor totale din MEA, adică diagrama $p(t)$. Mărimile care caracterizează condițiile de încălzire sînt : tensiunea de alimentare U sau u , frecvența tensiunii alternative de alimentare f , viteza unghiulară Ω (care influențează valoarea pierderilor în fier și prin frecare) și curentul de excitație i_{ex} (în cazul mașinilor de curent continuu și sincrone), precum și mărimile care definesc felul serviciului, cum sînt : timpul de funcționare t_f sau de încărcare $t_{\dot{f}}$, timpul de pauză t_p sau de mers în gol t_o în raport cu constanta de timp termică a mașinii electrice T_f , $T_{\dot{f}}$, T_p respectiv T_o , durata ciclului de funcționare t_{cf} , sau de încărcare $t_{\dot{c}f}$, durata relativă de funcționare DA_f sau de încărcare $DA_{\dot{f}}$ (v.pct. 1.6.2), frecvența de conectare F_o și momentul de inerție echivalent total J_o , sau factorul de inerție FI [178,pct.2.10] și constanta acumulării energiei cinetice H [178,pct.2.5.2o].

Din grupa condițiilor de răcire fac parte acele condiții de funcționare care influențează evacuarea pierderilor de energie sub formă de căldură din MEA. Mărimile care caracterizează condițiile de răcire sînt : temperatura mediului de răcire T_a și capacitatea de transmitere a căldurii de la MEA la mediul de răcire, A , a cărei valoare este influențată de debitul D_a sau de viteza v_a a mediului de răcire, respectiv de viteza unghiulară Ω sau de viteza periferică v_r a rotorului, de altitudinea locului de utilizare a MEA, H_u , respectiv de presiunea mediului de răcire, p_a și, într-o oarecare măsură, de supratemperatura MEA, \mathcal{T} (v.pct.3.3).

Valorile nominale sau standard ale mărimilor care caracterizează condițiile de încălzire și de răcire sînt prevăzute prin standarde generale [178] și speciale [183,184,185] sau prin norme interne ale fabricilor constructoare.

În majoritatea cazurilor din practică condițiile de exploatare reale diferă de cele standard. Ca urmare solicitarea termică și sarcina admisibilă a MEA în condițiile reale vor fi diferite de cele nominale. Măsură în care deosebirea dintre condițiile de funcționare reale și cele nominale influențează solicitarea termică și sarcina admisibilă a MEA depinde de tipul funcțional, constructiv și de protecție, precum și de felul ventilației MEA.

1.6.2. Incadrarea serviciilor de exploatare reale ale mașinilor electrice de acționare în servicii tip.

Metodele de calcul aplicate pentru alegerea puterii și verificarea la încălzire a MEA trebuie să reflecte regimul termic al MEA în condițiile date. Este ușor de înțeles că regimul termic al MEA este determinat calitativ și cantitativ de felul serviciului și de condițiile de încălzire și de răcire. Având în vedere deosebirile existente în ceea ce privește solicitarea termică și mecanică a MEA, pentru fiecare din serviciile nominale tip se fabrică MEA speciale. De aceea, la alegerea metodei de calcul, în afară de serviciul de exploatare real, evidențiat prin diagramele de funcționare, trebuie să se țină seamă și de serviciul nominal tip pentru care a fost construită MEA.

În funcție de felul mecanismului acționat și al procesului tehnologic realizat diagramele de funcționare reale, deci și serviciile de exploatare reale, apar în practică în forme foarte variate și nu sînt la fel cu cele nominale tip, ceea ce complică într-o oarecare măsură alegerea și aplicarea metodei de calcul. De aceea, în fiecare caz concret în parte, trebuie mai întîi să se facă încadrarea serviciului de exploatare real în unul din serviciile tip și apoi pe baza teoriei generale privind încălzirea și răcirea MEA [39] să se aducă diagramele de funcționare, în special diagrama de sarcină, la forma idealizată pentru care sînt elaborate metodele de calcul. Pentru ușurarea acestei operații se folosește constatarea prezentată în continuare cu privire la clasificarea posibilă a serviciilor MEA.

În funcție de succesiunea și durata de menținere a regimurilor de funcționare care le compun, serviciile de exploatare ale MEA pot fi împărțite în trei grupe distincte, care pot fi considerate ca trei "servicii cu funcționare tip" și anume :

- grupa A : servicii cu funcționare neîntreruptă, în care se încadrează serviciile tip S1, S6, S7 și S8 ;

- grupa B : servicii cu funcționare de scurtă durată, în care se încadrează serviciul tip S2 ;

- grupa C : servicii cu funcționare intermitentă periodică, în care se încadrează serviciile tip S3, S4 și S5.

În funcție de modul de variație în timp a sarcinii, respectiv în funcție de succesiunea și durata de menținere a regimurilor de încărcare care compun serviciile MEA, în cadrul serviciilor cu funcționare tip pot exista mai multe cazuri care pot fi considerate

ca "servicii cu sarcină tip" și anume :

- cazul I : servicii cu sarcină constantă, ca de exemplu în cadrul serviciilor nominale tip S1, S2 și S3 ;
- cazul II : servicii cu sarcină variabilă aleatoriu ;
- cazul III : servicii cu sarcină de scurtă durată ;
- cazul IV : servicii cu sarcină intermitentă periodic, ca de exemplu în cadrul serviciului tip S6 ;
- cazul V : servicii cu sarcină mărită datorită duratelor de pornire, ca de exemplu în cadrul serviciului tip S4 ;
- cazul VI : servicii cu sarcină mărită datorită duratelor de pornire și de frînare electrică, inclusiv datorită duratelor de reversare, ca de exemplu în cadrul serviciilor tip S5 și S7 ;
- cazul VII : servicii cu sarcină mărită datorită duratelor modificărilor de turație, ca de exemplu în cadrul serviciului tip S8.

La stabilirea felului serviciului tip, duratele de menținere a regimurilor de funcționare, respectiv de încărcare, se consideră în raport cu constanta de timp termică a MEA.

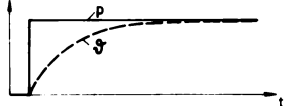
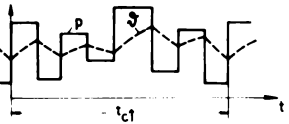
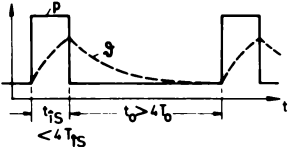
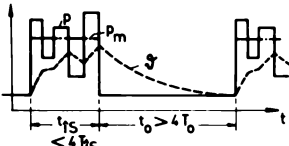
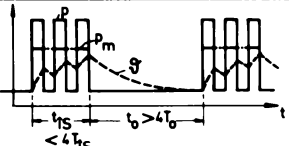
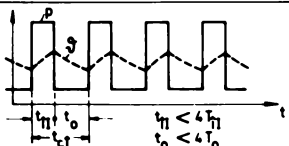
Avînd în vedere diversitatea situațiilor din practică, pentru a acoperi necesitățile de încadrare în servicii tip a serviciilor de exploatare reale, corespunzător cu metodele de calcul aplicabile în fiecare caz, în tabelul 1.1 se prezintă o sinteză a serviciilor reale posibile împreună cu cîte un exemplu de diagrame de funcționare $p(t)$ și $\mathcal{J}(t)$ idealizate care le reprezintă. Totodată se dau indicații cu privire la grupa din care fac parte metodele de calcul aplicabile.

În legătură cu datele concentrate în tabelul 1.1 se impun observațiile și precizările prezentate în continuare.

- Diagramele de sarcină $p(t)$ sînt reprezentate sub formă idealizată, caracterizată prin aceea, că în diferitele intervale de timp sarcina MEA este constantă, ceea ce permite aplicarea legii exponențiale a încălzirii și răcirii mașinilor electrice (v.pot. 1.8). Diagramele de sarcină nu se întîlnesc în practică sub forma idealizată din tabelul 1.1. De obicei sarcina MEA variază continuu în raport cu timpul. Dar, prin aplicarea formulelor de calcul de la metoda mărimilor echivalente, o diagramă de sarcină reală, caracterizată printr-o variație continuă a sarcinii, poate fi înlocuită totdeauna cu o diagramă de sarcină echivalentă, idealizată, caracterizată printr-o variație în trepte a sarcinii [39]. Astfel se poate găsi o metodă satisfăcătoare pentru calculul puterii MEA în diversele cazuri din practica ME.

- Semnificația indicilor cu care sînt afectate simbolurile mă-

Tabelul 1.1 : Sinteză privind încadrarea serviciilor reale în servicii tip pentru calculul la încălzire al puterii mașinilor electrice de acționare.

Nr. crt.	Serviciile de exploatare reale		Încadrarea în :			Metode de calcul aplicabile (v.pct.1.5)
	Denumirea serviciului	Diagramele de funcționare idealizate (Exemplificare)	Grupa	Cazul	Serviciul tip	
1	Serviciul continuu = = Serviciul cu funcționare neîntrerupă și cu sarcină constantă (sau puțin variabilă).		A	I	S ₁	Se impune : $P_N \geq P_m \approx P \approx \text{ct.}$; $M_N \geq M_m \approx M_S \approx \text{ct.}$; $I_N \geq I_m \approx I_o \approx \text{ct.}$; [39,41]; II 1b.
2	Serviciul neîntrerupt cu sarcină variabilă aleatoriu (inclusiv serviciul neîntrerupt cu sarcină intermitentă neperiodică, oarecare).		A	II	S ₁ [39,41] (S6)	I ; II 1b ; II 2 ; II 3 ; (I2 + II 1a).
3	Serviciul neîntrerupt cu sarcină de scurtă durată, constantă.		A	III+I	S 1/2 = DKB [177, 0530, §18] (S1, S6)	I 1 ; II 1 .
4	Serviciul neîntrerupt cu sarcină de scurtă durată, variabilă aleatoriu		A	III+II	S 1/2 = = DKB ; (S1, S6)	I 1 ; I 2 + II 1 .
5	Serviciul neîntrerupt cu sarcină intermitentă periodică, aplicată pentru scurtă durată.		A	IV+III	S 1/2 = = DKB ; (S1, S6)	I 1 ; I 2 + II 1 .
6	Serviciul neîntrerupt cu sarcină intermitentă periodică, constantă.		A	IV	S ₆ (S1)	I ; II 1 ; II 2 ; II 3 .

INSTITUTUL POLITEHNIC
TIMIȘOARA
SERVICIUL CENTRAL

Tabelul 1.1 : (continuare)

Nr. crt.	Servicii de exploatare reale		Incaadrarea in :			Metode de calcul aplicabile (v.pct.1.5)
	Denumirea serviciului	Diagramele de funcționare idealizate (Exemplificare)	Grupa	Cazul	Serviciul tip	
7	Serviciul neîntrerupt cu sarcină intermitentă periodică, variabilă aleatoriu		A	IV+II	S6 (S1)	I ; I 2 + II 1 ; II 2 ; II 3 .
8	Serviciul neîntrerupt cu sarcină intermitentă periodică, aplicată intermitent periodic		A	IV+IV	S6 (S1)	I ; I 2 + II 1 ; II 2 ; II 3 .
9	Serviciul neîntrerupt cu sarcină mărită periodic datorită duratelor reversărilor periodice sau datorită duratelor modificărilor periodice de turație.		A	VI VII	S7 (S8) (S1)	I 1 ; I 2 a ; I 2 b ; (II 1 a) ; II 1 b ; II 4 .
10	Serviciul neîntrerupt cu sarcină aleatorie mărită datorită duratelor reversărilor neperiodice sau datorită duratelor modificărilor neperiodice de turație		A	VI VII	S7 (S8) (S1)	I 1 ; I 2 a ; I 2 b ; (II 1 a) ; II 1 b .
11	Serviciul de scurtă durată = Serviciul cu funcționare de scurtă durată și cu sarcină constantă sau puțin variabilă.		B	I	S2 (S3) ((S1))	I ; II 1 ; ([9]) .
12	Serviciul de scurtă durată cu sarcină variabilă aleatoriu		B	II	S2 (S3) ((S1))	I ; II 1 ; (I 2 + [9]) ; ((I 2 + II 1 a)) .

Tabelul 1.1 : (continuare)

Nr. crt.	Servicii de exploatare reale		Incadrarea în :			Metode de calcul aplicabile (v.pct.1.5)
	Denumirea serviciului	Diagramele de funcționare idealizate (Exemplificare)	Grupa	Ca- zul	Serviciul tip	
13	Serviciul de scurtă durată cu sarcină intermitentă periodică		B	IV	S2 (S3) ((S1))	I ; II 1 ; (I2 + [9]) ; (I2 + II1a) ; II 3
14	Serviciul intermitent periodic de scurtă durată		B+C	I	S2 (S3)	I ; II 1 ; (I2 + [9]) ; II 3 ;
15	Serviciul de scurtă durată cu sarcină mărită datorită duratelor de pornire		B	V	S2 (S4) ((S3))	I 1 ; ≈ I2a ; ≈ I2b ; (II 1a) ; II 1b ; (I2 + [9])
16	Serviciul de scurtă durată cu sarcină mărită datorită duratelor de pornire și de frinare electrică		B	VI	S2 (S5) ((S3))	I 1 ; ≈ I 2a ; ≈ I 2b ; (II 1a) ; II 1b ; (I2 + [9])
17	Serviciul intermitent periodic = Serviciul cu funcționare intermitentă periodică și cu sarcină constantă sau puțin variabilă		C	I	S3 (S4, S5) ((S1))	I ; II 1
18	Serviciul intermitent neperiodic cu sarcină oarecare		(C)	(II)	S3 (S4, S5) ((S1))	I ; I2 + II 1a ; II 1b

Tabelul 1.1 : (continuare)

Nr. crt.	Servicii de exploatare reale		Incadrarea in :			Metode de calcul aplicabile (v.pct.1.5)
	Denumirea serviciului	Diagramele de functionare idealizate (Exemplificare)	Grupa	Cazul	Serviciul tip	
19	Serviciul intermitent periodic cu sarcină variabilă aleatoriu		C	II	S3 (S4, S5) ((S1))	I ; I2 + II 1a ; II 1b
20	Serviciul intermitent periodic cu sarcină intermitentă periodică		C	IV	S3 (S4, S5) ((S1))	I ; I2 + II 1a ; II 1b II 3
21	Serviciul intermitent periodic impus intermitent periodic		C+C	I	S3 (S4, S5)	I ; I2 + II 1a ; II 1b
22	Serviciul intermitent periodic cu durată de pornire = Serviciul intermitent periodic cu sarcină mărită datorită duratelor de porniri		C	V	S4 (S5) ((S3))	I 1 ; I 2a ; I 2b ; I2 + II 1a ; II 1b ; II 4
23	Serviciul intermitent periodic cu durată de pornire și de frinare electrică = Serviciul intermitent periodic cu sarcină mărită datorită duratelor de pornire și de frinare electrică		C	VI	S5 (S4) ((S3))	I 1 ; I 2a ; I 2b ; I2 + II 1a ; II 1b ; II 4
24	Serviciul intermitent neperiodic cu sarcină aleatorie mărită datorită duratelor de pornire și de frinare electrică.		C	VI	S5 (S4) ((S3))	I 1 ; I 2a ; I 2b ; II 1b

rimilor caracteristice din diagramele de funcționare este următoarea : c - ciclu, î - încărcare, o - mers în gol, S - scurtă durată, I - intermitent, a - accelerare (pornire), s - mers staționar, d - decelerare (frînare electrică), f - funcționare, p - pauză, m - mediu.

- Pentru cazurile în care din anumite motive nu se poate respecta condiția generală de a folosi MCA cu serviciul nominal de același tip cu serviciul tip în care se încadrează serviciul real, în tabelul 1.1, între paranteze, se prezintă tipul serviciului nominal al MCA care mai pot fi utilizate, în mod excepțional, pentru acționarea respectivă.

- Serviciile de sub nr.crt.10 și 24 constituie cazuri particulare ale serviciilor de sub nr.crt.2, respectiv 18, caracterizându-se prin aceea, că solicitarea termică a MCA se datorește în primul rând pierderilor din timpul proceselor tranzitorii provocate de conectările repetate pentru porniri, frînări, reversări și respectiv modificări de viteză. Evidențierea acestor servicii prezintă importanță în cazul mașinilor asincrone cu rotorul în scurtcircuit.

- Prin înlocuirea sarcinii variabile cu una echivalentă constantă, calculată cu formulele metodei mărimilor echivalente (I2), cum este de exemplu formula pierderilor medii (aplicată diagramele de sarcină din tabelul 1.1) :

$$p_m = \frac{1}{t_f} \int_0^{t_f} p \, dt, \text{ sau } p_m = \frac{1}{t_i} \int_0^{t_i} p \, dt, \quad (1.23)$$

în cazul serviciilor de sub nr.crt.4 și 5 se ajunge la serviciul tip de sub nr.crt.3 (neprevăzut în STAS 1893-72, dar prevăzut în Vorschriften des VDE 0530,pct.18 cu simbolul DKB - Dauerbetrieb mit Kurzzeitbelastung), în cazul serviciilor de sub nr.crt.7 și 8 se ajunge la serviciul tip S6 (nr.crt.6), în cazul serviciilor de sub nr.crt.12,13 și 14 se ajunge la serviciul tip S2 (nr.crt.11) și în cazul serviciilor de sub nr.crt.19,20 și 21 se ajunge la serviciul tip S3 (nr.crt.17).

- În legătură cu mărimile care definesc periodicitatea de funcționare sau de încărcare și anume : durata ciclului t_c și durata relativă de funcționare activă DA conform [178,pct.2.21], denumită în [29] "durată relativă de acționare", se fac observațiile următoare :

a) în cazul serviciilor cu funcționare intermitentă periodi-

că (grupa C), cum sînt serviciile de sub nr.crt.17,19,...23, ciclul de durată $t_o \rightarrow t_{cf}$ are caracterul unui "ciclu de funcționare", iar mărimea :

$$DA \rightarrow DA_f = \frac{t_{fI}}{t_{cf}} = \frac{t_{fI}}{t_{fI} + t_p} \quad (1.24)$$

are semnificația unei "durate relative de funcționare".

b) în cazul serviciilor cu funcționare neîntreruptă (grupa A) și cu sarcină intermitentă periodic (cazul IV), adică în cazul serviciilor la care funcționarea nu se întrerupe în perioadele de pauză de încărcare, cum sînt serviciile de sub nr.crt.6,7 și 8, ciclul de durată $t_o \rightarrow t_{cf}$ are caracterul unui "ciclu de încărcare", iar mărimea :

$$DA \rightarrow DA_f = \frac{t_{fI}}{t_{cf}} = \frac{t_{fI}}{t_{fI} + t_o} \quad (1.25)$$

are semnificația unei "durate relative de încărcare" [39].

1.7. Considerații cu privire la caracterul metodelor de calcul la încălzire al puterii mașinilor electrice de acționare.

În literatura de specialitate [2,39,63,89] se subliniază în mod întemeiat că pentru dimensionarea corectă a unei AE trebuie să se studieze procesele de încălzire și de răcire din MEA. Avînd în vedere legile îmbătrînirii termice a materialelor electroizolante [21,47,63,72,87,97,99,105] se deduce că cunoașterea cît mai exactă a solicitării termice în timp a MEA prezintă o importanță deosebită pentru practică [57,58,70,93,106,117,153,169]. Creșterea temperaturii de exploatare cu numai cîteva grade influențează considerabil și hotărîtor durata de viață a izolației și implicit a MEA.

În stadiul actual de răspîndire a AE nu mai este necesar să se dovedească utilitatea predeterminării prin calcul a solicitării termice a MEA la utilizarea acestora în diferite servicii. De discutat este doar întrebarea, în ce măsură este posibil principial și practic să se obțină pe calc de calcul rezultate suficient de bune.

O cercetare amănunțită arată de la început că astfel de în-
doieli sînt justificate, deoarece MEA sînt construite din piese diferite ca material și formă, dintre care unele sînt în repaus, iar altele sînt în mișcare, multe sînt izolate între ele din punct de vedere electric, cărora se transmite și de la care se transmite căldură în mod diferit [1,2,4,39,48,63,65,73,80,82,89,103,127,155,

168,176]. Condițiile de încălzire și de răcire ale diverselor părți izolate între ele fiind diferite, încălzirea depinde de locul din mașină unde au loc pierderile de energie. Din acest punct de vedere se deosebesc, în primul rând, pierderile prin efect Joule-Lenz în conductorul înfășurărilor, pierderile prin curenți turbionari și prin histerezis în fier și pierderile prin frecări în lagăre, cu aerul și între perii și colector sau inele colectoare. Pondereea acestor pierderi depinde de valoarea tuturor mărimilor care caracterizează condițiile de încălzire (v.pct.1.6.1) și, în primul rând, de felul serviciului și de valoarea încărcării. Ținând seamă și de încălzirea reciprocă a diverselor piese din mașină, precum și de faptul că sensul fluxului de căldură este variabil, în funcție de regimul de funcționare și de încărcare [1,5,12,101,117], rezultă că fenomenele de încălzire și de răcire dintr-o MEA se desfășoară după legi destul de complicate. Incălzirea și răcirea diferitelor părți ale MEA este un proces complex și aleatoriu. Fără nici o excepție câmpul termic din interiorul MEA este neuniform [4,20,31,46,48,54,56,90,103,108,118,127,143,150,156].

Cuprinderea tuturor fenomenelor termice în relații matematice, cu scopul stabilirii exacte pe cale analitică a valorii și repartiției temperaturilor în interiorul MEA, este practic imposibilă. Datorită proprietăților termice diferite ale diverselor părți constructive ale MEA, pentru a ajunge la relații de calcul aplicabile într-un caz concret trebuie să se admită numeroase ipoteze simplificatoare. Dar, chiar și atunci, rezolvarea problemei rămâne încă complicată [1,73,78,80,104,108,156,167,172,176]. Complexitatea problemei decurge din faptul că MEA reprezintă din punct de vedere termic un sistem de mai multe corpuri, căruia îi corespunde un sistem de atâtea ecuații de încălzire, cu atâtea constante de timp termice, câte corpuri există. Tratarea matematică a unui astfel de sistem este foarte laborioasă, chiar dacă calculele se efectuează după metoda rețelelor termice echivalente pentru regimul staționar [1,53,65,...68,73,74,75,79,108,109,115,127,154,164]. În cazul regimului nestaționar, respectiv în cazul sarcinilor variabile și al diagramelor de sarcină neuniforme, problema este și mai complicată [76,78,82], chiar dacă se folosesc mijloace moderne de calcul [25,26,62,77,84,91,110,111,112,121].

Pentru a demonstra complexitatea calculului termic al MEA considerate neomogene este suficient să se arate necesitatea cunoașterii, printre altele :

- a pierderilor locale, separat în fiecare din părțile active ale mașinii ;
- a coeficienților de conductibilitate termică între diferitele părți constructive ale mașinii ;
- a coeficienților de transmitere a căldurii de la suprafețele răcite la mediul de răcire.

Majoritatea autorilor lucrărilor indicate mai sus subliniază dificultățile care apar la determinarea practică a rezistențelor termice din schema rețelei termice a MEA; trebuie să se cunoască foarte multe detalii constructive, configurația geometrică a diferitelor piese, proprietățile de material ale materialelor electrotehnice folosite etc.

Un astfel de calcul complicat se justifică numai pentru proiectarea MEA, dar în nici un caz pentru dimensionarea unei AE. Pe lângă volumul mare de muncă necesar, aceasta se datorește în primul rând faptului, că o metodă de calcul bazată pe determinarea temperaturilor locale poate fi valabilă numai pentru un anumit tip constructiv de mașină și reclamă foarte multe date inițiale de calcul de care proiectantul AE nu poate dispune, deoarece nu constituie date de catalog. Numai constructorul MEA este obligat să lămurească procesele complicate ale încălzirii și să studieze, analitic și experimental, repartiția temperaturilor în interiorul mașinii [20, 23, 31, 54, 56, 81, 89, 90, 119, 128, ¹⁴³156, 169]. Coincidența rezultatelor calculului termic cel mai precis cu rezultatele experimentale depinde în mare măsură de perfecțiunea procesului tehnologic aplicat la fabricația MEA și de exactitatea datelor inițiale de calcul. Cel mai precis calcul din punct de vedere al reflectării fenomenului analizat nu poate avea un grad de precizie mai mare decât gradul de precizie cu care se pot determina coeficienții care intervin în formulele de calcul.

În legătură cu caracterul metodelor de dimensionare la încălzire a puterii MEA se exprimă părerea, că în stadiul actual de răspândire al AE și pe măsura automatizării acestora, este necesar ca atât proiectanții de AE, cât și cei care exploatează astfel de instalații, să aibă posibilitatea să determine în timp scurt și cu siguranța cerută, pe baza datelor acționării și a datelor de catalog, puterea necesară, respectiv sarcina admisibilă a MEA pentru diferite servicii și condiții de funcționare. Alegerea și verificarea puterii MEA trebuie să se poată face cu formule simple, ușor manevrabile și cu o valabilitate mai generală și să necesite numai astfel de date inițiale care să poată fi cunoscute de proiectantul AE, fără

cheltuială prea mare de muncă și de timp. Se reține observația, că dificultățile principale la aplicarea unor metode de calcul mai exacte rezidă în determinarea datelor inițiale necesare [63].

Din experiența proiectării AE rezultă că puterea nominală odată stabilită de către fabricantul MEA, pentru serviciul și condițiile de funcționare nominale, se poate determina încălzirea, respectiv sarcina admisibilă a mașinii pentru alte servicii și condiții de funcționare pe baza unor premise mult simplificate [89,143,172]. La stabilirea acestor premise trebuie să se urmărească realizarea unui raport rațional între volumul de muncă necesar și precizia realizabilă. Majoritatea metodelor actuale de calcul utilizate în practica de proiectare a AE se bazează pe admiterea unei temperaturi medii în interiorul MEA [2,29,30,32,...45,49,61,63,89,98,104,107,122,130,...133,136,...139,145,146,147,163,173,176]. Metodele de calcul aplicabile în practică pot evidenția numai solicitarea termică medie a înfășurărilor [143]. În anumite cazuri însă este necesar ca rezultatele calculelor să fie îmbunătățite prin aplicarea unor corecții stabilite experimental [2,39,89].

Observațiile prezentate în continuare și rezultatele stabilite la cap.3 constituie argumente în sprijinul posibilității de dimensionare a puterii MEA cu ajutorul unor metode de calcul bazate pe încălzirea medie.

a) Prin modul în care sînt stabilite supratemperaturile admisibile, \mathcal{T}_{ad} , în funcție de clasa de izolație a MEA [83,177,178,143,169] se prevede un coeficient de siguranță care ține seamă de faptul că există puncte în care temperatura este mai mare decît cea medie măsurabilă cu ajutorul metodei variației rezistenței. În mod concret valorile \mathcal{T}_{ad} [178,pct4.13.1] sînt stabilite sub forma :

$$\mathcal{T}_{ad} = \tau_{ad} - \tau_{aN} - \Delta\tau \quad , \quad (1.26)$$

adică limitele admise pentru temperatura medie a bobinajelor MEA sînt mai mici decît cele la care pot funcționa materialele electroizolante, \mathcal{T}_{ad} [179], în medie cu $\Delta\tau = 5$ grđ pentru clasele de izolație A și E, 10 grđ pentru clasa B și 15 grđ pentru clasele F, H și C, condițiile de răcire fiind cele nominale [178,pct4.7].

În orice caz, într-o MEA bine construită din punctul de vedere al sistemului de răcire diferența între temperatura punctului cel mai cald și temperatura medie a înfășurărilor nu trebuie să depășească valorile prevăzute prin standard [23,31,143,156,167].

La stabilirea puterii nominale a MSA fabricate în țară se ține seamă de neuniformitatea câmpului temperaturilor din interiorul acestora [20,100,178].

b) Ceea ce interesează mai mult în practică, măsurându-se aproape totdeauna la mașinile de putere mică și medie, este supra-temperatura medie a înfășurărilor. În conformitate cu prevederile standardelor în vigoare metoda normală pentru determinarea supra-temperaturii înfășurărilor MSA, cu excepția înfășurărilor permanent scurtcircuitate, este metoda variației rezistenței [24,186, 187,188]. Rezultă că, în general, sarcina admisibilă din punctul de vedere al încălzirii se apreciază de către fabricantul MSA în funcție de valoarea medie a supra-temperaturii înfășurărilor.

c) Valoarea temperaturii mediului de răcire T_a , în raport cu care se determină valorile supra-temperaturii T , se stabilește pe baza rezultatelor măsurărilor efectuate, fie ca valoare medie aritmetică, fie ca valoare medie ponderată [186,pct.2.13.6], [187, pct.3.11.3.2], [188].

d) Deoarece îmbătrânirea materialelor electroizolante depinde în afară de temperatură și de acțiunea simultană a oxigenului din aer [47], avînd în vedere că, în general, în punctele înfășurării în care temperatura este mai ridicată oxigenul din aer are acces mai greu, se poate considera că uzura termică a izolației MSA nu diferă mult de la un punct la altul al înfășurării.

e) În ceea ce privește calitatea executării izolației MSA fabricate în serie se constată diferențe destul de pronunțate, care se datoresc atât neomogenității materialului izolator însuși, cât și imperfecțiunii procesului tehnologic. Din această cauză străpungerea, respectiv distrugerea în timp a izolației MSA de același tip și din aceeași serie de fabricație, nu va apare în același loc și nu totdeauna în locul cel mai cald.

Inercarea pentru determinarea încălzirii mașinilor electrice se face în condițiile serviciului nominal tip [178,pct.5.4.4], adică la o diagramă de sarcină de formă idealizată, caracterizată printr-o valoare constantă a sarcinii în diferitele intervale de timp succesive ale serviciului nominal tip. Rezultă că și metodele de calcul la încălzire al puterii MSA pot fi elaborate pentru astfel de diagrame de sarcină.

În cazul MSA funcționînd în serviciile tip S3 sau S6 temperatura care se ia în considerare la determinarea supra-temperaturii este aceea care se măsoară la sfîrșitul primei jumătăți a ultimei perioade de funcționare în sarcină [164,177], [187,pct.3.11.2.3]. Re-

zultă că toate metodele de calcul bazate pe încălzirea maximă în intervalul unui ciclu (v.cap.4), adică pe condiția $\mathcal{J}_{\max} \leq \mathcal{J}_N$, conduc la rezultate acoperitoare din punctul de vedere al încălzirii. Cu \mathcal{J}_N s-a notat supratemperatura nominală.

Posibilitatea aplicării unor metode de calcul simplificate este justificată și prin :

- imposibilitatea practică de cunoaștere exactă a datelor necesare determinării diagramelor de sarcină ; adeseori nu se poate considera influența tuturor mecanismelor ML, ci numai a celor mai importante din punctul de vedere al acționării ;
- intervalele relativ mari care există între puterile nominale standardizate ale MEA de serie.

Avînd în vedere considerentele tehnice și economice expuse în "Introducere", va trebui să se renunțe la obiceiul de a supra-dimensiona din motive de "siguranță" puterea MEA.

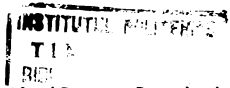
Răspîndirea mijloacelor moderne de calcul asigură posibilitatea îmbunătățirii metodelor de calcul, dar numai în limita datelor inițiale la dispoziție. Din acest punct de vedere catalogele fabricilor constructoare de MEA sînt deficitare și în viitor va trebui să fie completate cu o serie de date cu caracter general necesare proiectanților de AE și celor care exploatează instalații de acest fel (v.pct.4.6).

În legătură cu cele prezentate mai sus autorul este de părere că problema esențială este de a găsi un compromis între exactitatea rezultatelor și volumul de muncă necesar. Din acest punct de vedere sînt în permanență posibile soluții noi, în special într-un domeniu cum este cel al metodelor de dimensionare a AE, pe baza fenomenului încălzirii.

1.8. Despre teoria clasică a încălzirii și răcirii mașinilor electrice ^{*)}, aplicată în cadrul metodelor de dimensionare a acționărilor electrice.

1.8.1. Expunere generală. Majoritatea metodelor de calcul utilizate în prezent în practică pentru aprecierea solicitării termice și determinarea puterii necesare MEA funcționînd în diferite condiții se bazează pe teoria clasică a încălzirii și răcirii mașinilor electrice (TC) [2,8,...11,13,14,29,30,32,...45,49,60,61, 63,88,89,98,104,107,122,130,...133,136,...139,145,146,147,163,173, 174,176].

*) În cele ce urmează se folosește prescurtarea :
TC - teoria clasică a încălzirii și răcirii mașinilor electrice



Răspîndirea largă și utilitatea practică a metodelor de calcul bazate pe această teorie se justifică prin aceea că formulele sînt simple și asigură un calcul operativ pe baza unui număr redus de date inițiale, relativ ușor de obținut.

Caracteristic pentru TC este neglijarea unor fenomene considerate secundare și evidențierea fenomenului termic global bazat pe exprimarea bilanțului energetic sub forma ecuației [39] :

$$p dt = c m d\mathcal{T} + h S \mathcal{T} dt, \quad (1.27)$$

scrisă pentru un corp cu masa m și căldura specifică c , în care se dezvoltă, respectiv căruia se transmite în unitatea de timp cantitatea de căldură p și de la care se transmite prin suprafața S o cantitate de căldură proporțională cu coeficientul de transmitere a căldurii h și cu supratemperatura \mathcal{T} , măsurată față de temperatura mediului de răcire (ambient) \mathcal{T}_a .

Cu notațiile :

$$C = cm; \quad (1.28), \quad A = hS; \quad (1.29)$$

$$T = \frac{cm}{hS} = \frac{C}{A}; \quad (1.30), \quad \mathcal{T}_\infty = \frac{p}{A} \quad (1.31)$$

reprezentînd : C - capacitatea termică, A - capacitatea de transmitere a căldurii de la corp la mediul înconjurător, T - constanta de timp termică și \mathcal{T}_∞ - supratemperatura staționară, se obține o ecuație diferențială de forma :

$$\frac{d\mathcal{T}}{dt} + \frac{1}{T}\mathcal{T} = \frac{p}{C} = \frac{1}{T}\mathcal{T}_\infty \quad (1.32)$$

Pentru $\mathcal{T}_\infty = \text{const.}$ (adică $p = \text{const.}$ și $A = \text{const.}$) și $T = \text{const.}$ ecuația diferențială (1.32) conduce la următoarea lege exponențială pentru variația în funcție de timp a supratemperaturii:

$$\mathcal{T} = \mathcal{T}_\infty (1 - e^{-\frac{t}{T}}) + \mathcal{T}_0 e^{-\frac{t}{T}} \quad (1.33)$$

\mathcal{T}_0 fiind supratemperatura inițială, la $t = 0$.

În conformitate cu TC expresia (1.33) reprezintă curbele de încălzire ($\mathcal{T}_\infty > \mathcal{T}_0$) și curbele de răcire ($\mathcal{T}_\infty < \mathcal{T}_0$) ale MEA funcționînd la sarcină constantă și în condiții de răcire invariabile.

1.8.2. Ipotezele simplificatoare ale TC.

Sintetizînd aceste ipoteze, pe baza informațiilor transmise prin vasta literatură de specialitate care se ocupă cu problema încălzirii MEA, se obține situația de mai jos (v. și cap.3).

1) Ipoteza corpului omogen. Se consideră MEA ca un singur corp omogen căruia se transmite și de la care se transmite căldură

în mod uniform în întregul volum, V. Din punctul de vedere al calculelor termice aceasta înseamnă că valorile căldurii specifice și ale pierderilor specifice de volum se consideră independente de poziția din mașină, adică se consideră $c \neq f(x, y, z)$ și $p/V \neq f(x, y, z)$.

2) Ipoteza conductibilității termice infinite ($\lambda = \infty$). Se consideră că temperatura are aceeași valoare în toate punctele corpului MEA, inclusiv pe suprafața de contact cu mediul înconjurător, adică se admite $\tau \neq f(x, y, z)$. Nu se ia în considerare $\lambda \neq \infty$ și deci nici faptul că $\lambda \neq \text{const.}$, respectiv $\lambda = f(\tau)$ [63, 65].

3) Ipoteza legii liniare a transmiterii căldurii. Se admite că transmiterea căldurii de la MEA la mediul înconjurător, respectiv la mediul de răcire, are loc după o lege liniară, cantitatea de căldură cedată fiind proporțională cu supratemperatura la puterea întâi. Dacă se notează cu p_h acea parte din pierderi care se transmite mediului înconjurător, atunci se poate scrie :

$$p_h = h S \vartheta = A \vartheta , \quad (1.34)$$

unde, potrivit ipotezei admise, se consideră $h \neq f_h(\vartheta)$, ceea ce corespunde riguros numai cazului convecției artificiale [63, 86, 116].

4) Ipoteza $\tau_a = \text{const.}$ Se consideră capacitatea termică a mediului de răcire infinit de mare și ca urmare se admite $\tau_a \neq f(\vartheta)$ și $\tau_a \neq f(x, y, z)$. De aceea teoria clasică nu se aplică în cazul răcirii indirecte [86].

5) Ipoteza $p = \text{const.}$ Se consideră că în intervalele de timp pentru care se calculează variația supratemperaturii, $\vartheta(t)$, pierderile totale transformate în căldură în MEA sînt constante, ceea ce presupune :

5a) funcționarea MEA la o sarcină constantă ;

5b) neglijarea variației rezistenței înfășurărilor în funcție de temperatură ;

5c) neglijarea variației cu temperatura, precum și din alte cauze, a pierderilor mecanice și a pierderilor în fier [65];

5d) neglijarea surselor de căldură exterioare MEA, cum sînt de exemplu radiațiile solare și radiațiile termice ale unor cuptoare sau ale altor corpuri încălzite din apropierea MEA [63].

6) Ipoteza $T = \text{const.}$ Se consideră că în intervalele de timp pentru care se calculează variația supratemperaturii, $\vartheta(t)$, valoarea constantei de timp termice a MEA nu se modifică, ceea ce

presupune [v.relațiile (1.30), (1.29) și (1.28)] :

- 6a) neglijarea variației cu temperatura, precum și din alte cauze, a coeficientului de transmitere a căldurii h [63,116,117];
- 6b) neglijarea variației căldurii specifice c cu temperatura;
- 6c) neglijarea variației în timpul creșterii supratemperaturii ϑ a părții din masa MEA care participă la procesul termic.

1.9. Observații cu privire la modul de exprimare a pierderilor totale p .

În cadrul majorității metodelor de calcul al puterii MEA pierderile totale din MEA se exprimă printr-o sumă de doi termeni, sub forma [2,8,...11,13,14,19,29,30,36,39,41,44,49,60,61,63,86,88,89,98,104,107,125,140,142,145,146,147,151,163,173] :

$$p = k + v \quad , \quad (1.35)$$

în care s-a notat prin :

k - suma considerată constantă a pierderilor în fier și prin frecare și, eventual, în funcție de tipul MEA, în înfășurarea de excitație în derivație ;

v - pierderile variabile, proporționale cu patratul curentului, în înfășurările de sarcină ale MEA.

Pierderile k nu pot fi considerate constante în cazurile $U \neq \text{const.}$, $f \neq \text{const.}$, sau $\Omega \neq \text{const.}$; în cazul MEA cu caracteristica mecanică de tipul serie, $k \neq \text{const.}$ [39,89].

În cele ce urmează se admite valabilitatea relației (1.35).

Luarea în considerare a unei relații mai exacte complică inutil calculele datorită imposibilității practice de cunoaștere, de către proiectantul AE, a ponderii pierderilor proporționale cu sarcina [86,124].

Pornind de la relația de bază (1.35), pierderile totale p se exprimă sub una din formele :

$$p = v_N \left(\frac{k}{v_N} + \frac{v}{v_N} \right) = v_N \left[\alpha + \left(\frac{v}{I_N} \right)^2 \right] \approx v_N \left[\alpha + \left(\frac{M}{M_N} \right)^2 \right] \approx v_N \left[\alpha + \left(\frac{P}{P_N} \right)^2 \right] \quad (1.36)$$

unde indicele N indică valoarea nominală, iar raportul pierderilor :

$$\alpha = \frac{k}{v_N} \quad (1.37)$$

constituie o caracteristică deosebit de interesantă din punctul de vedere al metodelor de calcul pe baza încălzirii al puterii MEA (v.cap.3 și 4).

1.10. Aprecierea contribuțiilor originale.

Ca o apreciere generală se poate considera că prin conținutul cap.1. se aduce o contribuție la cunoașterea stadiului actual al metodelor folosite pentru calculul AE.

În afară de aceasta, în mod concret, pe baza studiului de sinteză efectuat de autor se aduc unele contribuții originale menite să acopere lacunele existente în ceea ce privește tratarea în literatură sub aspect fenomenologic, terminologic și sistematic a unor probleme fundamentale din domeniul calculului AE. Aceste contribuții pot fi rezumate în felul arătat în continuare.

- Clasificarea diagramelor de funcționare ale AE în cinci grupe și adoptarea pentru acestea a unor denumiri în concordanță cu fenomenele reprezentate prin diagramele de funcționare din fiecare grupă (v.pct.1.3.1).

- Evidențierea deosebirilor existente între diagramele de încărcare tehnologică raportate, diagramele de sarcină statice și diagramele de sarcină și precizarea caracterului pe care îl are cuplul static în ecuația mișcării și în alte relații folosite în calculul AE (v.pct.1.3.3 și 1.3.4). Prin această contribuție se asigură stabilirea ușoară și corectă a semnului cuplurilor și forțelor în oricare relație de calcul pe baza unei convenții general valabile (v.cap.2).

- Clasificarea metodelor de calcul la încălzire al puterii MEA în funcție de domeniul lor de aplicare și precizarea caracterului acestor metode (v.pct.1.5).

- Evidențierea necesității încadrării în noțiunea de regim al MEA și a mărimilor care caracterizează funcționarea MEA din punct de vedere termic și nu numai a mărimilor electrice și mecanice, cum se prevede prin definiția dată în STAS 1893-72,pct.2.11 (v.pct.1.6.1).

- Gruparea condițiilor de funcționare care influențează solicitarea termică și sarcina admisibilă a MEA în "condiții de încălzire" și în "condiții de răcire" și precizarea mărimilor care caracterizează fiecare din aceste condiții (v.pct.1.6.1).

- Clasificarea serviciilor de exploatare ale MEA în trei grupe de servicii cu funcționare tip și în șapte cazuri de servicii cu sarcină tip, sinteza posibilităților de încadrare a serviciilor reale în servicii tip, recomandarea tipului serviciului nominal al MEA utilizabile și precizarea grupei din care fac parte metodele de calcul aplicabile în fiecare caz (v.pct.1.6.2, inclusiv tab.1.1).

- Precizarea caracterului pe care trebuie și pot să-l aibă din punct de vedere principial și practic metodele de dimensionare la încălzire a puterii MEA (v.pct.1.7).

2. CONTRIBUTII CU PRIVIRE LA APLICAREA ECUATIEI MISCARII IN CALCULUL ACTIONARILOR ELECTRICE.

Cum s-a mai arătat (v.pct.1.3.2), ecuația mișcării (1.11) sau (1.14) se folosește în mod curent la cercetarea fenomenelor tranzitorii, respectiv la determinarea diagramelor de funcționare ale AE, dintre care se evidențiază diagrama de sarcină $M(t)$ și diagrama de mers $\Omega(t)$. Ca urmare este importantă cunoașterea felului în care se aplică ecuația mișcării în fiecare caz concret, în scopul obținerii unor rezultate cât mai apropiate de realitate. Pentru aplicarea corectă a ecuației mișcării trebuie să se cunoască semnul și valoarea cuplurilor M și M_r , precum și valoarea momentului de inerție echivalent total J_e . În legătură cu aceste probleme se fac în cele ce urmează unele precizări și se aduc unele contribuții originale.

2.1. Convenție generală privind semnul cuplurilor M și M_r din ecuația mișcării.

Pentru scrierea corectă a ecuației mișcării în toate cazurile posibile în practică se propune aplicarea următoarei convenții generale privind semnul cuplurilor M și M_r [135]: cuplurile au același semn cu viteza unghiulară Ω dacă acționează în sensul mișcării și au semnul invers vitezei dacă acționează în sens contrar mișcării. O convenție analogă se aplică în cazul forțelor F și F_L din ecuația mișcării scrisă pentru sisteme cu mișcare de translație. La început, pentru fiecare caz în parte, se precizează la care sens al mișcării se asociază semnul pozitiv pentru vitează.

La stabilirea semnului vitezei se ține seamă și de felul mecanismului acționat. De obicei se adoptă $\Omega(v) > 0$ pentru sensul de deplasare spre "dreapta" sau "înainte", în cazul mecanismelor de translație și pentru sensul de "ridicare", în cazul mecanismelor de ridicare.

Semnul cuplului inerțial M_j rezultă în funcție de semnul și valoarea cuplurilor M și M_r . De aceea cuplului inerțial nu i se poate atribui un semn arbitrar.

2.2. Precizări privind metodele de aplicare a ecuației mișcării în funcție de natura cuplurilor [138].

2.2.1. Punerea problemei. În ecuația mișcării (1.14) cuplul dezvoltat de MEA poate fi un cuplu la arbore, M , sau un cuplu electromagnetic, M_g ; acestora le corespund cuplurile statice M_s , respectiv M_{sg} , cărora la rîndul său le corespund cuplurile statice rapor-

tate M_R , respectiv M_{RG} . Diferența :

$$|M_{RG} - M_R| = |M_{SG} - M_S| = |M_p| \quad (2.1)$$

este cuplul datorită pierderilor mecanice din MEA și datorită unei părți a pierderilor în fierul acesteia [116]. Cuplul M_p acționează totdeauna în sens contrar mișcării, adică este un cuplu "reactiv" [39, 41] și ca urmare are în toate cazurile semnul contrar semnului vitezei unghiulare Ω .

În funcție de natura cuplurilor se pot distinge mai multe metode de aplicare a ecuației (1.14) și anume :

- metode exacte : 1) se lucrează cu M_G și M_{RG} ,
2) se lucrează cu M și M_R ;

- metode aproximative : 3) se lucrează cu M_G și M_R ,

4) se lucrează cu M_{ga} și M_R , când cuplul dezvoltat de MEA, M_{ga} , se determină prin calcul cu ajutorul ecuației caracteristicii mecanice, $\Omega(M_G)$, valabile pentru cupluri electromagnetice, dar din lipsă de date suficiente de catalog în calcule se folosește valoarea cuplului nominal la arbore, M_N și nu cea a cuplului nominal electromagnetic, M_{GN} ; rezultă valori $M_{ga} \neq M_G \neq M$.

Utilizarea la proiectarea AB a metodelor exacte 1 și 2 întâmpină dificultăți deoarece : a) se poate determina numai diagrama de încărcare tehnologică raportată "la arbore", $M_R(t)$; b) pentru caracteristica mecanică a MEA relațiile matematice cunoscute sînt valabile numai pentru cupluri electromagnetice. De aceea la rezolvarea ecuației mișcării (1.14) se utilizează de obicei metodele aproximative 3 și 4.

Metodele 3 și 4 nefiind riguroase din punct de vedere matematic, deoarece mărimile înlocuite în ecuația (1.14) nu sînt corespunzătoare, se pune problema : ce rezultate se obțin comparativ cu metodele exacte 1 și 2 ? Răspunsul la această întrebare a fost dat prin studiul [138] în cadrul căruia s-au comparat calitativ și cantitativ metodele de aplicare a ecuației mișcării. În cele ce urmează se prezintă, pe scurt, rezultatele acestui studiu, care privesc atât valorile momentane ale mărimilor Ω , $d\Omega/dt$ și M , M_G sau M_{ga} , adică alura diagramelor de funcționare $\Omega(t)$ și $M(t)$, $M_G(t)$, sau $M_{ga}(t)$, calculate cu ajutorul ecuației mișcării, cît și valorile medii și echivalente corespunzătoare ale cuplului de-a lungul unui ciclu de calcul, adică condiția de verificare a puterii MEA prin metoda cuplului echivalent.

2.2.2. Caracterizarea cazurilor pentru care s-a efectuat comparația.

Comparând metoda 3 cu metoda 1, ecuația (1.14) devine :

$$\pm M_{g3} \mp M_R = M_{J3} = J_e \left(\frac{d\Omega}{dt} \right)_3, \quad (2.2)$$

respectiv :

$$\pm M_{g1} \mp M_{rg} = M_{J1} = J_e \left(\frac{d\Omega}{dt} \right)_1 \quad (2.3)$$

Deși regimul de lucru este același pentru AE considerată, totuși ecuațiile (2.2) și (2.3) apar ca și cum ar corespunde la două cazuri de încărcare diferite, caracterizate prin cuplurile M_R și M_{rg} . Ca urmare cuplurile dezvoltate de MEA vor fi diferite, M_{g3} , respectiv M_{g1} , și în general - în funcție de forma caracteristicii mecanice a MEA - și accelerațiile $(d\Omega/dt)_3$, respectiv $(d\Omega/dt)_1$ vor fi diferite. Accelerațiile fiind diferite rezultă că și alura de variație în timp a cuplurilor, la un moment dat, va fi diferită. De aceea sarcina medie a MEA va rezulta diferită în cele două cazuri. Totodată, calculând cu sarcini medii diferite, și vitezele medii vor fi diferite în cazurile 3 și 1; rezultă că durata ciclului în care se realizează procesul tehnologic dat va fi diferită în cazul 3 față de cea reală corespunzătoare cazului exact 1.

Trebuie menționat că în literatura de specialitate nu se iau în considerare diferențele arătate mai sus.

Făcând comparația pentru $\Omega > 0$ și ținând seamă de convenția privind semnul cuplurilor (v.pct.2.1) se poate scrie :

- pentru cazul când cuplul M_R acționează în sens contrar mișcării :

$$- M_{rg} = - M_R - M_p ; \quad (2.4)$$

- pentru cazul când cuplul M_R acționează în sensul mișcării, dar $|M_R| < |M_p|$:

$$- M_{rg} = M_R - M_p ; \quad (2.5)$$

- pentru cazul când cuplul M_R acționează în sensul mișcării și $|M_R| > |M_p|$:

$$M_{rg} = M_R - M_p \quad (2.6)$$

Astfel, în funcție de semnele cuplurilor M_g și M_R , rezultă următoarele cazuri distincte de comparație a ecuațiilor (2.2) și (2.3) :

$$\text{I} \quad \begin{cases} M_{g3} - M_R = M_{J3} ; & (2.2\text{-I}) \\ M_{g1} - M_R - M_p = M_{J1} ; & (2.3\text{-I}) \end{cases}$$

$$\text{II} \quad \begin{cases} M_{g3} + M_R = M_{J3} ; & (2.2\text{-II}) \\ M_{g1} + M_R - M_p = M_{J1} ; & (2.3\text{-II}) \end{cases}$$

$$\begin{array}{l}
 \text{III} \quad \left\{ \begin{array}{l} -M_{g3} + M_r = M_{J3} \quad ; \quad (2.2-III) \\ -M_{g1} + M_r - M_p = M_{J1} \quad ; \quad (2.3-III) \end{array} \right. \\
 \text{IV} \quad \left\{ \begin{array}{l} -M_{g3} - M_r = M_{J3} \quad ; \quad (2.2-IV) \\ -M_{g1} - M_r - M_p = M_{J1} \quad (2.3-IV) \end{array} \right.
 \end{array}$$

Cazurile I și II corespund la funcționarea MEA în regim de motor, iar cazurile III și IV corespund la funcționarea MEA în regim de frână.

Pe baza unui raționament expus în [41] se poate demonstra că dacă caracteristica mecanică a MEA, $\Omega(M_g)$, este liniară și dacă se admite $M_p = \text{const.}$, atunci la funcționarea în regim de motor : $M_{g1} = M_{g3} + M_p$, iar la funcționarea în regim de frână : $-M_{g1} = -M_{g3} + M_p$, indiferent dacă regimul de încărcare este cf.rel. (2.4) sau cf.rel. (2.6). Aceasta conduce la situația : $(d\Omega/dt)_3 = (d\Omega/dt)_1$ și la

$\Omega_3 > \Omega_1$, atât la funcționarea în regim de motor, cât și la funcționarea în regim de frână. În principiu, acest rezultat se explică prin aceea, că în cazul unei caracteristici mecanice liniare, constanta electromecanică de timp T_m are aceeași valoare constantă la ambele metode, 1 și 3.

Dacă caracteristica $\Omega(M_g)$ este neliniară, atunci diferența dintre soluțiile M_{g1} și M_{g3} este determinată pe lângă M_p și de diferența dintre cuplurile inerțiale M_{J1} și M_{J3} , deoarece în acest caz $(d\Omega/dt)_3 \neq (d\Omega/dt)_1$. Acest rezultat se explică prin aceea, că în cazul unei caracteristici mecanice neliniare, mărimea T_m nu mai este constantă, valoarea ei depinzând de sarcina MEA. În acest caz, în locul "constantei" electromecanice de timp cf.rel.(1.16) se definește "factorul" electromecanic de timp sub forma [137] :

$$T_m = J_e / \mu \quad , \quad (2.7)$$

unde :

$$\mu = \left| \frac{dM_g}{d\Omega} \right| \quad (2.8)$$

este rigiditatea caracteristicii mecanice. La MEA cu caracteristică mecanică neliniară există dependentele $\mu(M_g)$ și $T_m(M_g)$, ceea ce are ca urmare o alură diferită de variație în timp a cuplurilor în diagramele de sarcină $M_{g1}(t)$ și $M_{g3}(t)$, calculate cu metodele 1, respectiv 3.

Astfel, în funcție de forma caracteristicii mecanice a MEA, pot avea loc situațiile prezentate în tab.2.1.

Pentru a asigura o apreciere cantitativă a diferenței dintre diagramele de sarcină $M_{g1}(t)$ și $M_{g3}(t)$ de-a lungul unui ciclu, în cadrul studiului [138] s-au calculat valorile medii ale cuplurilor, ajungându-se la relația :

$$M_{gm1} - M_{gm3} = M_p \quad (2.9)$$

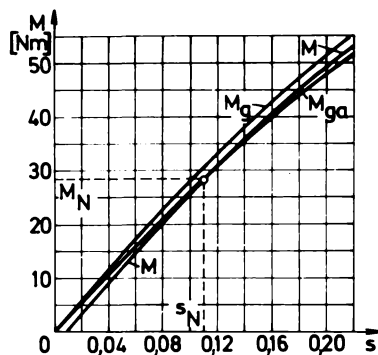
care înglobează toate cele patru cazuri distincte de comparație a ecuațiilor (2.2) și (2.3), deoarece la integrare se ține seamă de semnele reale ale cuplurilor M_g și M_r de-a lungul ciclului.

În cazul metodei 4, necunoscînd valoarea cuplului electromagnetic nominal M_{gN} , în ecuația caracteristicii mecanice, cunoscută pentru dependența $\Omega(M_g)$, se înlocuiește cuplul la arbore nominal, M_N , care se poate calcula cunoscînd puterea și turația nominală. Rezultă o caracteristică mecanică $\Omega(M_{ga})$ care în jurul sarcinii nominale este mai apropiată de caracteristica $\Omega(M)$ decît de caracteristica $\Omega(M_g)$, (v.fig.2.1), iar ecuația mișcării se scrie sub forma :

$$M_{ga4} - M_r = M_{J4} \quad (2.10)$$

Fig.2.1

Caracteristicile mecanice ale unui motor asincron. Exemplificare.



2.2.3. Interpretări (v.tab.2.1).

- La aceeași diagramă de încărcare tehnologică raportată, $M_r(t)$, diagrama de sarcină $M_{g3}(t)$, calculată cu metoda aproximativă 3, se găsește în toate cazurile sub diagrama de sarcină $M_{g1}(t)$, calculată cu metoda exactă 1, deoarece la orice formă a caracteristicii mecanice a MEA, atât la accelerare ($d\Omega/dt > 0$), cît și la decelerare ($d\Omega/dt < 0$), se obține $M_{g3} < M_{g1}$, la funcționarea în regim de motor și $-M_{g3} < -M_{g1}$, la funcționarea în regim de frînă. Semnele corespund cazului $\Omega > 0$.

- Diferența pe ordonată între diagramele de sarcină $M_{g1}(t)$ și $M_{g3}(t)$ depinde de forma caracteristicii mecanice $\Omega(M_g)$ și de felul mișcării : staționară, accelerată sau decelerată.

- La funcționarea staționară pe o caracteristică mecanică de orice formă, sau la funcționarea pe o caracteristică mecanică $\Omega(M_g)$ liniară, indiferent de felul mișcării, diferența dintre diagramele $M_{g1}(t)$ și $M_{g3}(t)$ este dată numai de valoarea cuplului de pierderi, M_p .

- În cazul MEA cu caracteristică mecanică neliniară diferen-

Ța dintre soluțiile M_{g1} și M_{g3} oscilează în jurul valorii M_p , fiind mai mare sau mai mică decât M_p , după cum mișcarea este accelerată sau decelerată și caracteristica mecanică este de forma b) sau c). Abateră diferenței $|M_{g1} - M_{g3}|$ de la valoarea $|M_p|$ este determinată de diferența dintre valorile cuplului inerțial, calculate după metoda 1, respectiv 3. Diferența dintre valorile cuplului inerțial este cu atât mai mare, cu cât caracteristica mecanică a MEA se abate mai mult de la o caracteristică liniară și cu cât valoarea cuplului de pierderi este mai mare.

- Alura de variație în timp, la un moment dat, a cuplului electromagnetic dezvoltat de MEA diferă în cele două diagrame, $M_{g3}(t)$ și $M_{g1}(t)$, numai în cazul MEA cu caracteristică mecanică neliniară și atunci diferența este determinată de forma caracteristicii mecanice, de valoarea cuplului de pierderi și de regimul de funcționare: motor sau frână. Este cunoscut [137], ca o diagramă de sarcină $M_g(t)$ este cu atât mai aplatizată, cu cât T_m este mai mare, respectiv μ este mai mic, deoarece în acest caz contribuția maselor în mișcare la preluarea șocurilor de încărcare este mai mare.

- Faptul că M_p este mic arată că întreaga oscilație a punctului de funcționare pe caracteristica $\Omega(M_g)$ este deplasată numai cu puțin spre stînga în cazul 3 față de cazul 1. Rezultă că forma celor două porțiuni din caracteristica $\Omega(M_g)$ pe care oscilează cuplurile M_{g3} , respectiv M_{g1} este asemănătoare, deci și diagramele $M_{g3}(t)$ și $M_{g1}(t)$ vor fi apropiate ca formă. Pe baza acestei observații rezultă că și pentru cazul general al unor caracteristici mecanice neliniare, de forma b) sau c), se poate scrie cu aproximație legătura $|M_{g1} - M_{g3}| = |M_p|$, valabilă numai în cazul unor caracteristici mecanice liniare, de forma a).

Rezultă concluzia importantă, că modul neriguros în care este aplicată ecuația mișcării în cazul metodei 3 conduce după rezolvare la o valoare a cuplului mai mică cu M_p decât a cuplului electromagnetic real. Ca urmare se obține o diagramă $M_{g3}(t)$ foarte apropiată valoric de a cuplului real la arbore, $M_2(t)$.

- Rel.(2.9) exprimă faptul că în cazul metodei 3 se obține o valoare a cuplului mediu pe ciclu egală cu valoarea cuplului mediu real la arbore M_{m2} . Concluzia exprimată prin rel.(2.9) poate fi extinsă cu aproximație și asupra cuplului echivalent :

$$M_{ge3} = \sqrt{\frac{1}{t_{c3}} \int_0^{t_{c3}} M_{g3}^2 dt} \quad , \quad (2.11)$$

care poate fi considerat cu o mică aproximație egal cu cuplul

TABELUL 2.1. Analiză comparativă a soluțiilor $M_{g3}(t)$ și $M_{g1}(t)$ în funcție de forma caracteristicii mecanice $\Omega = f(M_g)$, pentru aceeași diagramă de încărcare tehnologică raportată $M_r(t)$ și pentru $\mu = \text{const.}$

Tipul mașini electrice (Exemplificare)	a) Mașină de curent continuu cu excitație separată		b) Mașină asincronă		c) Mașina de curent continuu cu excitație serie		
Forma caracteristicii mecanice a mașinii electrice $\Omega = f(M_g)$							
Regimul de funcționare	A) Motor B) Frenă	A) Motor B) Frenă	A) Motor B) Frenă	A) Motor B) Frenă	A) Motor B) Frenă	A) Motor B) Frenă	
Valorile vitezei unghiulare	$\Omega_3 > \Omega_1$	$\Omega_3 > \Omega_1$	$\Omega_3 > \Omega_1$	$\Omega_3 > \Omega_1$	$\Omega_3 > \Omega_1$	$\Omega_3 > \Omega_1$	
Valorile rigidității caracteristicii mecanice	$\mu_3 = \mu_1$	$\mu_3 < \mu_1$	$\mu_3 > \mu_1$	$\mu_3 > \mu_1$	$\mu_3 < \mu_1$	$\mu_3 < \mu_1$	
Valorile factorului electro-mecanic de timp	$T_{m3} = T_{m1}$	$T_{m3} > T_{m1}$	$T_{m3} < T_{m1}$	$T_{m3} < T_{m1}$	$T_{m3} < T_{m1}$	$T_{m3} > T_{m1}$	
Valorile absolute ale accelerației (decelerației)	$\left \frac{d\Omega}{dt} \right _3 = \left \frac{d\Omega}{dt} \right _1$	$\left \frac{d\Omega}{dt} \right _3 > \left \frac{d\Omega}{dt} \right _1$	$\left \frac{d\Omega}{dt} \right _3 < \left \frac{d\Omega}{dt} \right _1$	$\left \frac{d\Omega}{dt} \right _3 < \left \frac{d\Omega}{dt} \right _1$	$\left \frac{d\Omega}{dt} \right _3 > \left \frac{d\Omega}{dt} \right _1$	$\left \frac{d\Omega}{dt} \right _3 > \left \frac{d\Omega}{dt} \right _1$	
Valorile absolute ale cuplului inertial	$M_{J3} = M_{J1}$	$M_{J3} > M_{J1}$	$M_{J3} < M_{J1}$	$M_{J3} < M_{J1}$	$M_{J3} > M_{J1}$	$M_{J3} > M_{J1}$	
Valorile cuplului electro-magnetic dezvoltat de mașina electrică în cazul:	$\alpha' > 0$	$M_{g3} = -M_{g1} - M_p$ $M_{g3} < -M_{g1}$ $M_{g1} - M_{g3} = M_p$ $M_{g3} = -M_{g1} - M_p$	$M_{g3} = M_{g1} - M_p$ $M_{g3} < M_{g1}$ $M_{g1} - M_{g3} = M_p$ $M_{g3} = M_{g1} - M_p$	$M_{g3} = -M_{g1} - M_p + \Delta M_j$ $M_{g3} < -M_{g1}$ $M_{g1} - M_{g3} < M_p$ $M_{g3} = -M_{g1} - M_p + \Delta M_j$	$M_{g3} = M_{g1} - M_p - \Delta M_j$ $M_{g3} < M_{g1}$ $M_{g1} - M_{g3} > M_p$ $M_{g3} = M_{g1} - M_p - \Delta M_j$	$M_{g3} = M_{g1} - M_p + \Delta M_j$ $M_{g3} < M_{g1}$ $M_{g1} - M_{g3} < M_p$ $M_{g3} = M_{g1} - M_p + \Delta M_j$	$M_{g3} = M_{g1} - M_p + \Delta M_j$ $M_{g3} < M_{g1}$ $M_{g1} - M_{g3} < M_p$ $M_{g3} = M_{g1} - M_p + \Delta M_j$
	$\alpha' < 0$	$M_{g3} = -M_{g1} - M_p$ $M_{g3} < -M_{g1}$ $M_{g1} - M_{g3} = M_p$ $M_{g3} = -M_{g1} - M_p$	$M_{g3} = M_{g1} - M_p$ $M_{g3} < M_{g1}$ $M_{g1} - M_{g3} = M_p$ $M_{g3} = M_{g1} - M_p$	$M_{g3} = -M_{g1} - M_p + \Delta M_j$ $M_{g3} < -M_{g1}$ $M_{g1} - M_{g3} < M_p$ $M_{g3} = -M_{g1} - M_p + \Delta M_j$	$M_{g3} = M_{g1} - M_p - \Delta M_j$ $M_{g3} < M_{g1}$ $M_{g1} - M_{g3} > M_p$ $M_{g3} = M_{g1} - M_p - \Delta M_j$	$M_{g3} = M_{g1} - M_p + \Delta M_j$ $M_{g3} < M_{g1}$ $M_{g1} - M_{g3} < M_p$ $M_{g3} = M_{g1} - M_p + \Delta M_j$	$M_{g3} = M_{g1} - M_p + \Delta M_j$ $M_{g3} < M_{g1}$ $M_{g1} - M_{g3} < M_p$ $M_{g3} = M_{g1} - M_p + \Delta M_j$
Alura diagramei: $M_{g3}(t)$ față de $M_{g1}(t)$	$\left \frac{dM_g}{dt} \right _3 = \left \frac{dM_g}{dt} \right _1$	$\left \frac{dM_g}{dt} \right _3 < \left \frac{dM_g}{dt} \right _1$	$\left \frac{dM_g}{dt} \right _3 > \left \frac{dM_g}{dt} \right _1$	$\left \frac{dM_g}{dt} \right _3 > \left \frac{dM_g}{dt} \right _1$	$\left \frac{dM_g}{dt} \right _3 < \left \frac{dM_g}{dt} \right _1$	$\left \frac{dM_g}{dt} \right _3 > \left \frac{dM_g}{dt} \right _1$	

În cadrul analizei se compară

echivalent la arbore M_{e2} , calculat cu durata reală a ciclului.

- În cazul metodei 4, deoarece în jurul sarcinii nominale caracteristica $\Omega(M_{ga})$ este mai apropiată de caracteristica $\Omega(M)$ decât de caracteristica $\Omega(M_g)$, concluzia dedusă pentru cazul metodei 3 este valabilă cu atât mai mult. Adică, folosind caracteristica $\Omega(M_{ga})$ în ecuația mișcării scrisă sub forma (2.10), rezultă o diagramă $M_{ga4}(t)$ foarte apropiată valoric de diagrama cuplului la arbore, $M_2(t)$ și cuplul echivalent M_{gae4} rezultă foarte apropiat de M_{e2} .

Prin exemplificarea numerică prezentată în [138] se confirmă faptul că valorile cuplului echivalent în cazul metodelor 3 și 4 sînt mult mai apropiate de valoarea cuplului echivalent la arbore, obținută prin metoda 2, decât de valoarea cuplului echivalent electromagnetic, obținută prin metoda 1.

2.2.4. Concluzii.

Ecuația mișcării poate fi scrisă pentru cupluri electromagnetice sau pentru cupluri la arbore. După natura cuplurilor din ecuația mișcării există patru metode de aplicare a acestora, prezentate la pct.2.2.1 și notate cu 1,2,3 și 4, cărora le corespund rezultatele arătate în continuare.

- Metoda 1 este riguroasă, dar în general nu se aplică în proiectarea acționărilor din lipsă de date suficiente privind cuplul raportat M_{rg} . Se obține diagrama cuplului electromagnetic $M_{g1}(t)$. Cuplul echivalent M_{ge1} , se compară cu cuplul electromagnetic nominal, M_{gN} , impunînd condiția : $M_{ge1} \leq M_{gN}$.

- Metoda 2 este riguroasă, dar în general nu se aplică din lipsă de date suficiente privind cuplul M . Se obține diagrama cuplului la arbore $M_2(t)$. Cuplul echivalent M_{e2} se compară cu cuplul la arbore nominal, M_N , impunînd condiția : $M_{e2} \leq M_N$.

- Metoda 3 nu este riguroasă, însă se folosește de obicei, avînd date suficiente. Se obține o diagramă $M_{g3}(t)$ apropiată de diagrama cuplului la arbore. Cuplul echivalent M_{ge3} se compară cu cuplul M_N , impunînd condiția : $M_{ge3} \leq M_N$.

- Metoda 4 nu este riguroasă, însă se folosește deseori și anume atunci cînd nu se dispune de date suficiente privind cuplul dezvoltat de MEA. Se obține o diagramă $M_{ga4}(t)$ apropiată de diagrama cuplului la arbore. Cuplul echivalent M_{gae4} se compară cu cuplul M_N , impunînd condiția : $M_{gae4} \leq M_N$.

2.3. Contribuții cu privire la determinarea mărimilor M_T și J_e din ecuația mișcării [15, ...18].

2.3.1. Metoda de calcul conform literaturii.

La aplicarea ecuației mișcării (1.11), respectiv (1.14), în cadrul unor calcule pretențioase din punctul de vedere al exactității rezultatului, raportarea la arborele mașinii de acționare (MA - v.fig.2.2) a cuplurilor și a momentelor de inerție, respectiv a forțelor și a maselor, trebuie să se facă cu luarea în considerare a pierderilor care au loc în elementele transmisiei datorită transmiterii prin lanțul cinematic dintre MA și mecanismul executor al ML a puterii statice necesare realizării procesului tehnologic și a puterii inerțiale necesare accelerării, respectiv decelerării maseilor în mișcare de rotație și de translație.

Pentru rezolvarea problemei puse, o posibilitate indicată în literatură [2,29,30,36,39,41,174] este aceea de a evidenția pierderile cauzate de puterea statică prin valoarea cuplului static raportat M_T , iar cele cauzate de puterea inerțială prin valoarea momentului de inerție echivalent total J_e . În acest scop se folosesc randamentele parțiale și totale ale transmisiei, care se introduc în formulele de calcul al mărimilor M_T și J_e sub forma generală arătată în continuare.

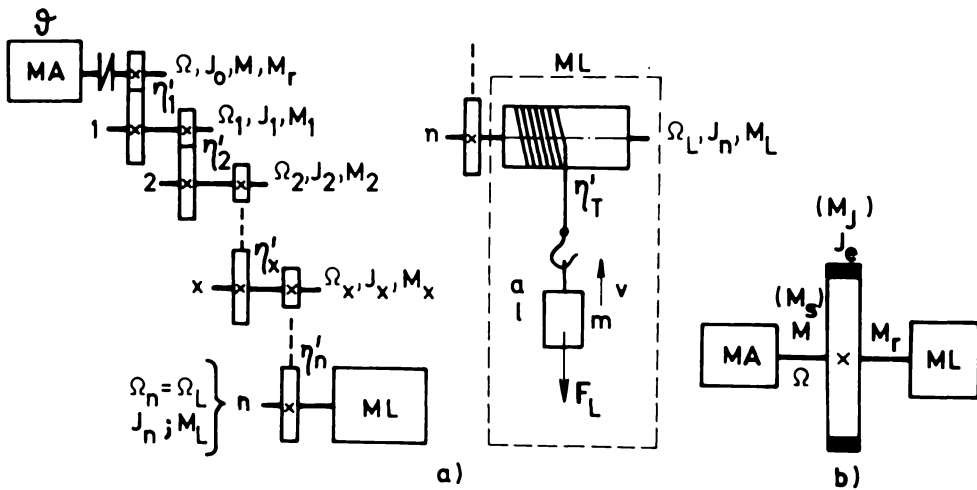


Fig.2.2. Explicativă privind calculul mărimilor M_T și J_e :
 a) schema cinematică a instalației reale;
 b) schema cinematică a instalației echivalente.

- În cazul funcționării în regim de motor, cînd sensul de transmitere al puterii este de la MA către ML :

$$M_T = \frac{M_r}{\gamma_R \eta_R} \quad , \quad \text{respectiv} \quad J_e = F_L \frac{v}{\Omega} \frac{1}{\eta_T} \quad (2.12)$$

$$J_e = J_0 + \sum_{x=1}^n \frac{J_x}{v_x^2 \eta_x} + \sum_{y=1}^q m_y \left(\frac{v_y}{\Omega} \right)^2 \frac{1}{\eta_{Ty}}, \quad (2.13)$$

unde s-a considerat cazul unei acționări cu $n+1$ elemente (arbori) în mișcare de rotație, caracterizate prin vitezele unghiulare Ω , $\Omega_1, \Omega_2, \dots, \Omega_x, \dots, \Omega_n$ și momentele de inerție raportate la axele proprii $J_0, J_1, J_2, \dots, J_x, \dots, J_n$, și cu q elemente în mișcare de translație, caracterizate prin vitezele $v_1, v_2, \dots, v_y, \dots, v_q$ și masele $m_1, m_2, \dots, m_y, \dots, m_q$. S-au mai notat prin :

M_L - cuplul static de încărcare tehnologică a ME, care acționează la arborele ML;

F_L - forța statică de încărcare tehnologică a ME, care acționează asupra elementului în mișcare de translație cu viteza v ;

v_x, η_x - raportul de transmitere și randamentul transmisiei între arborele MA și arborele intermediar cu numărul de ordine x ,

$$v_x = \frac{\Omega}{\Omega_x} = v'_1 v'_2 \dots v'_x, \quad (2.14)$$

$$\eta_x = \eta'_1 \eta'_2 \dots \eta'_x = \eta_{x-1} \eta'_x \quad (2.15)$$

unde v'_x și η'_x ($x = 1, 2, \dots, n$) sînt rapoartele de transmitere, respectiv randamentele treptelor de angrenare, adică ale transmisiei între două elemente consecutive ale lanțului cinematic ;

v_R, η_R - raportul de transmitere și randamentul reductorului (v.fig.2.2.a),

$$v_R = \frac{\Omega}{\Omega_L} = \frac{\Omega}{\Omega_n} = v_n = v'_1 v'_2 \dots v'_n, \quad (2.16)$$

$$\eta_R = \eta_n = \eta'_1 \eta'_2 \dots \eta'_n ; \quad (2.17)$$

η_{Ty} - randamentul transmisiei între arborele MA și elementul cu numărul de ordine y în mișcare de translație; pentru exemplul din fig.2.2.a :

$$\eta_T = \eta_n \eta'_T \quad (2.18)$$

unde η'_T rezultă de exemplu din randamentul tobei de înfășurare a funiei η'_t și randamentul palanului η'_p sub forma : $\eta'_T = \eta'_t \eta'_p$.

În cadrul studiului de față se notează cu prim ('') valorile parțiale ale mărimilor, corespunzătoare unei singure trepte a transmisiei.

- În cazul funcționării în regim de frînă (ind .f), cînd sensul de transmitere al puterii este de la ML către MA :

$$M_r = \frac{M_L}{\gamma_R} \eta_{Rf}, \text{ respectiv } M_r = F_L \frac{v}{\Omega} \eta_{Tf}; \quad (2.19)$$

$$J_e = J_0 + \sum_{x=1}^n \frac{J_x}{\gamma_x^2} \eta_{xf} + \sum_{y=1}^q m_y \left(\frac{v_y}{\Omega} \right)^2 \eta_{Tyf} \quad (2.20)$$

Una din problemele cele mai complexe la aplicarea rel.(2.12) și (2.13), respectiv (2.19) și (2.20), o constituie stabilirea valorilor randamentelor totale și parțiale ale transmisiei pentru diferitele situații de funcționare și de încărcare ale acționării. De precizia cu care se poate determina valoarea acestor randamente depinde, în cele din urmă, exactitatea diagramelor de funcționare calculate cu ajutorul ecuației mișcării.

2.3.2. Studiu cu privire la determinarea randamentelor transmisiei în funcție de regimul de funcționare și de încărcare al acționării [15].

2.3.2.1. Despre factorii cu influență asupra randamentelor unei transmisii.

Prin intermediul pierderilor, valoarea randamentelor unei transmisii date depinde de o serie de factori, cum sînt : puterea transmisă la o anumită viteză constantă (sau cuplul transmis), viteza de mișcare, sensul transmiterii puterii, sensul mișcării, temperatura etc.

În timpul funcționării unei instalații de acționare variază, în general, toți factorii enumerați mai sus și astfel se schimbă influența lor cantitativă asupra valorii randamentelor transmisiei. De aceea este practic imposibil de a cunoaște pentru fiecare moment valoarea reală a randamentelor din rel.(2.12) și (2.13), respectiv (2.19) și (2.20).

Din cauza lipsei de date suficiente și a complexității problemei, în practica de proiectare a AE se ia în considerare numai influența puterii transmise [2,36,41,174], celelalte influențe neglijîndu-se. Dar, chiar și atunci, problema determinării randamentelor transmisiei pentru perioadele de funcționare a acționării în regim nestaționar rămîne încă complicată (v.pct.2.3.2.3).

2.3.2.2. Calculul puterii totale transmise prin diferitele trepte ale transmisiei.

Pentru a putea determina randamentele unei transmisii trebuie să se cunoască atât valoarea, cît și sensul de transmitere al puterilor totale transmise prin diferitele trepte ale transmisiei. Aceste puteri au în general următoarele trei componente :

- o componentă statică corespunzătoare lucrului mecanic util necesar executării procesului tehnologic de către ML (ind.L):

$$P_{sL} = M_{sL} \Omega, \quad (2.21)$$

care se transmite integral prin toate treptele transmisiei;

- o componentă inerțială care, fiind transmisă de exemplu prin treapta cu numărul de ordine x, poate fi exprimată sub forma (v.tab.2.3):

$$P_{Jx} = \sum_{y=x}^n P_{Jy}' = \sum_{y=x}^n M_{Jy}' \Omega_y = M_{Jx} \Omega_x \quad (2.22)$$

și ca urmare diferă ca valoare de la o treaptă la alta a transmisiei; la funcționarea în regim staționar componenta inerțială este nulă;

- o componentă statică corespunzătoare pierderilor în transmisie, care, referindu-se de asemenea la puterea transmisă prin treapta cu numărul de ordine x, se poate exprima sub forma (v.tab. 2.3):

$$\Delta P_{sx} = \sum_{y=x+1}^n \Delta P_{sy}' = \sum_{y=x+1}^n \Delta M_{sy}' \Omega_y = \Delta M_{sx} \Omega_x \quad (2.23)$$

și are de asemenea valoare diferită de la o treaptă la alta a transmisiei.

Cuplul M_{sL} din rel.(2.21) rezultă ca valoare și semn sub forma:

$$M_{sL} = -M_{rL} = -M_L / \nu_R = -P_L v / \Omega \quad (2.24)$$

Valoarea mărimilor P_{sL} , M_{sL} și M_{rL} nu cuprinde și componenta datorită pierderilor în transmisie, spre deosebire de cazul mărimilor P_s , M_s , respectiv M_r (v.pct.1.3).

Valoarea și semnul cuplurilor corespunzătoare pierderilor în transmisie rezultă sub forma:

$$\Delta M_{sy}' = -\Delta M_{ry}' \quad ; \quad (2.25)$$

$$\Delta M_{sx} = \nu_x \sum_{y=x+1}^n \frac{\Delta M_{sy}'}{\nu_y} = -\Delta M_{rx} \quad (2.26)$$

Semnul cuplurilor și forțelor care acționează în instalația de acționare și intervin în rel.(2.21),... (2.26), precum și în cele ce urmează, se stabilește în funcție de sensul lor real de acțiune în raport cu sensul mișcării, pe baza convenției generale de la pct.2.1.

Cuplurile notate cu indicele s se consideră componente statice ale cuplului dezvoltat de MA; ele au totdeauna semnul invers semnului cuplurilor notate cu indicele r, pe care le echilibrează

și care sînt dezvoltate de ME al ML sau de elementele transmisiei.

Cuplurile $\Delta M'_{ry}$ și $\Delta M'_{rx}$ acționează totdeauna în sens contrar mișcării, adică sînt cupluri "reactive" [39,41], și de aceea cuplurile $\Delta M'_{sy}$ și $\Delta M'_{sx}$ au totdeauna semnul vitezei unghiulare Ω .

Pentru a putea evidenția în calcule sensul de transmitere al diferitelor puteri se mai admite următoarea convenție generală privind semnul puterilor mecanice ale acționării: puterile totale și componentele acestora au semnul plus (+) dacă sensul lor este dinspre MA și au semnul minus (-) dacă sensul lor este înspre MA.

Pe baza acestei convenții se pot preciza următoarele: componenta statică $P_{sL} > 0$ dacă este transmisă în sensul de la MA către ML și $P_{sL} < 0$ dacă este transmisă în sensul de la ML către MA, componenta inerțială $P_{Jx} > 0$ la accelerare și $P_{Jx} < 0$ la decelerare, iar $\Delta P_{sx} > 0$ totdeauna.

Rezultă că pentru a putea determina puterea totală transmisă prin diferitele trepte ale transmisiei trebuie înainte de toate să se stabilească regimul de funcționare și de încărcare al acționării. Trebuie să se facă distincție între regimurile "motor" și "frînă", respectiv între regimurile "staționar", "tranzitoriu cu accelerare" și "tranzitoriu cu decelerare".

În cele ce urmează se studiază posibilitatea determinării puterii totale raportate la arborele cu numărul de ordine x (v.fig. 2.2a)

$$P_x = M_x \Omega_x \quad , \quad (2.27)$$

în diferite situații de funcționare și de încărcare ale acționării. Puterea P_x este necesară la determinarea randamentului η'_x respectiv η'_{xf} .

Pentru rezolvarea problemei puse se analizează în tab.2.2 situațiile de funcționare și de încărcare posibile la o AE (v.și fig. 2.2b). Pe baza rezultatelor stabilite în tab.2.2 se pot selecta opt cazuri distincte din punctul de vedere al valorii și semnelui componentelor statice P_{sL} și inerțiale

$$P_J = P_{J(x=0)} = \sum_{y=0}^n P_{Jy}' \quad (2.28)$$

ale puterii dezvoltate la arborele MA ($x=0$).

Prin cercetarea celor opt cazuri selectate, notate cu I, II, ...VIII sub forma prezentată în tab.2.3 pentru cazul unei transmisii cu $n=3$ trepte și $n-1$ arbori intermediari, se poate stabili următoarea formulă generală de recurență pentru calculul puterii P_x :

TABELUL 2.2. Analiză privind situațiile de funcționare și de încărcare posibile la o acționare electrică.

Caz	Caracterizarea cazului considerat				Semnul mărimii $\frac{d\Omega}{dt}$	Semnul puterii inertiiale $P_J = M_J \Omega$	Felul mișcării	Puterea totală dezvoltată la arborele mașinii de acționare $P = M \Omega$	Regimul de funcționare al mașinii electrice	Observații
	Semnul mărimilor		Valorile cuplurilor M și M_r	Ecuația mișcării și semnul rezultat al cuplului inercial						
	Ω	M_r								
1	(+)	(-)	$ M > M_r $	$M - M_r = M_J > 0$	(+)	(+)	A	$P_S + P_J > 0$	m	A = accelerația; S = staționară; D = decelerația; m = motor f = frînă $P_S = M_S \Omega = -M_r \Omega$
2	(+)	(+)	$ M = M_r $	$M - M_r = 0$	0	0	S	$P_S > 0$	m	
3	(+)	(-)	$ M < M_r $	$M - M_r = M_J < 0$	(-)	(-)	D	$P_S - P_J > 0$	m	
4	(+)	(+)	$ M \geq M_r $	$M + M_r = M_J > 0$	(+)	(+)	A	$-P_S + P_J > 0$	m	
5	(+)	(-)	$ M > M_r $	$-M + M_r = M_J < 0$	(-)	(-)	D	$-P_S - P_J < 0$	f	
6	(+)	(+)	$ M = M_r $	$-M + M_r = 0$	0	0	S	$-P_S < 0$	f	
7	(+)	(-)	$ M < M_r $	$-M + M_r = M_J > 0$	(+)	(+)	A	$-P_S + P_J < 0$	f	
8	(+)	(-)	$ M \leq M_r $	$-M - M_r = M_J < 0$	(-)	(-)	D	$P_S - P_J < 0$	f	
9	(-)	(+)	$ M > M_r $	$M - M_r = M_J > 0$	(+)	(+)	D	$-P_S - P_J < 0$	f	
10	(-)	(-)	$ M = M_r $	$M - M_r = 0$	0	0	S	$-P_S < 0$	f	
11	(-)	(+)	$ M < M_r $	$M - M_r = M_J < 0$	(-)	(+)	A	$-P_S + P_J < 0$	f	
12	(-)	(+)	$ M \geq M_r $	$M + M_r = M_J > 0$	(+)	(-)	D	$P_S - P_J < 0$	f	
13	(-)	(-)	$ M > M_r $	$-M + M_r = M_J < 0$	(-)	(+)	A	$P_S + P_J > 0$	m	
14	(-)	(-)	$ M = M_r $	$-M + M_r = 0$	0	0	S	$P_S > 0$	m	
15	(-)	(+)	$ M < M_r $	$-M + M_r = M_J > 0$	(+)	(-)	D	$P_S - P_J > 0$	m	
16	(-)	(-)	$ M \geq M_r $	$-M - M_r = M_J < 0$	(-)	(+)	A	$-P_S + P_J > 0$	m	

Tabelul 2.2

Tabelul 2.3

TABELUL 2.3. Stabilitatea formulelor pentru calculul puterii totale transmise prin diferitele elemente ale unei transmisii în funcție de regimul de funcționare și de încărcare al acționării.

Cazul	II) $P = P_{sL} + \Delta P_s > 0$ (Staționar)	III) $P = P_{sL} + \Delta P_s + P_j > 0$ (Accelerare)	IV) $P = -P_{sL} + \Delta P_s + P_j > 0$ (Decelerare)	V) $P = -P_{sL} + \Delta P_s + P_j > 0$ (Accelerare)
MOTOR				
Formulă de recurență pentru calculul puterii P_x	$P = P_{sL} + \sum_{y=1}^n \Delta P_{sy} = P_{sL} / \eta_{tr}$	$P_x = P_{sL} + \sum_{y=1}^n \Delta P_{sy} + \sum_{y=x+1}^n P'_{y,x}$	$P_x = P_{sL} + \sum_{y=1}^n \Delta P_{sy} - \sum_{y=x}^n P'_{y,x}$	$P_x = -P_{sL} + \sum_{y=1}^n \Delta P_{sy} + \sum_{y=x}^n P'_{y,x}$
Cazul	VI) $P = -P_{sL} + \Delta P_s < 0$ (Staționar)	VII) $P = -P_{sL} + \Delta P_s + P_j < 0$ (Decelerare)	VIII) $P = P_{sL} + \Delta P_s - P_j < 0$ (Decelerare)	IX) $P = P_{sL} + \Delta P_s - P_j < 0$ (Accelerare)
FRÎNĂ				
Formulă de recurență pentru calculul puterii P_x	$P = -P_{sL} + \Delta P_s < 0$	$P_x = -P_{sL} + \Delta P_s + P_j < 0$	$P_x = -P_{sL} + \Delta P_s - P_j < 0$	$P_x = P_{sL} + \Delta P_s - P_j < 0$

$$P_x = \pm P_{sL} + \sum_{y=x+1}^n \Delta P_{sy}' \pm \sum_{y=x}^n P_{Jy}' \quad (2.29)$$

unde : - pentru puterea P_{sL} se adoptă semnul (+) sau (-) după cum ea este absorbită respectiv debitată de ML ;

- pierderile într-o treaptă de angrenare se calculează cu formula :

$$\Delta P_{sy}' = |P_y| \left(\frac{1}{\eta_y'} - 1 \right) , \text{ dacă } P_y > 0 , \quad (2.30)$$

și :

$$\Delta P_{sy}' = |P_y| (1 - \eta_{yf}') , \text{ dacă } P_y < 0 ; \quad (2.31)$$

- pentru puterile inerțiale :

$$P_{Jy}' = J_y \frac{d\Omega_y}{dt} \quad \Omega_y = J_y \frac{d\Omega}{dt} \frac{\Omega}{\gamma_y^2} \quad (2.32)$$

se adoptă semnul (+) sau (-) după cum mișcarea este accelerată, respectiv decelerată ;

- pentru $x = 0$ se obține puterea totală la arborele MA :

$$P = \pm P_{sL} + \Delta P_s \pm P_J \quad (2.33)$$

In rel.(2.32), la $y = x=0$ corespunde $\gamma_0 = 1$.

Scrise pentru cupluri, rel.(2.29),...(2.33) pot fi aduse la forma :

$$M_x = \gamma_x \left(\pm M_{sL} \pm \sum_{y=x+1}^n \frac{\Delta M_{sy}'}{\gamma_y} \pm \sum_{y=x}^n \frac{M_{Jy}'}{\gamma_y} \right) ; \quad (2.34)$$

$$|\Delta M_{sy}'| = |M_y| \left(\frac{1}{\eta_y'} - 1 \right) , \text{ dacă } M_y \Omega_y > 0 ; \quad (2.35)$$

$$|\Delta M_{sy}'| = |M_y| (1 - \eta_{yf}') , \text{ dacă } M_y \Omega_y < 0 ; \quad (2.36)$$

$$M_{Jy}' = J_y \frac{d\Omega_y}{dt} = J_y \frac{d\Omega}{dt} \frac{1}{\gamma_y} ; \quad (2.37)$$

$$M = \pm M_{sL} \pm \Delta M_s \pm M_J \quad (2.38)$$

2.3.2.3. Determinarea randamentelor transmisiei.

2.3.2.3.1. Formulele de calcul. Pe baza celor prezentate în cadrul pct.2.3.2.2. se pot preciza următoarele :

- în cazul acționărilor cu variații pronunțate ale puterii dezvoltate de MA se impune determinarea valorii randamentelor transmisiei pentru fiecare situație de funcționare și de încărcare distinctă ;

- la determinarea randamentelor transmisiei, în afară de valoarea și sensul puterii totale transmise trebuie să se țină seamă și de faptul dacă funcționarea este staționară sau nestaționară.

Pentru perioadele de funcționare în regim staționar este suficientă cunoașterea randamentului total al transmisiei, η_R sau η_T , respectiv η_{Rf} sau η_{Tf} , deoarece calculele se referă numai la mărimea M_T . La funcționarea cu viteză constantă puterea dezvoltată la arborele MA se transmite integral prin toate elementele transmisiei, cu excepția componentei corespunzătoare pierderilor în transmisie, ΔP_s . De aceea randamentul η_R sau η_T , respectiv η_{Rf} sau η_{Tf} , prin care se ține seamă de pierderile ΔP_s , poate fi determinat global pentru întreaga transmisie în funcție de puterea statică P_{sL} , așa cum se arată în continuare; nu este necesar să se cunoască randamentele parțiale η'_x sau η'_T , respectiv η'_{xf} sau η'_{Tf} .

Dacă pentru o transmisie dată, de exemplu un reductor cu roți dințate, se cunoaște randamentul nominal η_{RN} corespunzător puterii nominale a reductorului

$$P_{RN} = M_{RN} \Omega_N, \quad (2.39)$$

cuplul nominal al reductorului M_{RN} fiind considerat la arborele dinspre MA, atunci randamentul η_R la o încărcare oarecare P_{sL} se poate determina fie cu ajutorul unor curbe experimentale de forma $\eta_R = f(\sigma_R)$, cu η_{RN} ca parametru [2, 174] (v.fig.2.3), fie cu ajutorul unor formule, de exemplu [2]:

$$\eta_R = \frac{1}{\frac{1}{\eta_{RN}} + k_R \frac{1 - \sigma_R}{\sigma_R}}, \quad (2.40)$$

unde :

$$\sigma_R = \frac{|P_{sL}|}{P_{RN}} = \frac{|M_L|}{M_{RN} \nu_R} = \frac{|M_{sL}|}{M_{RN}} \quad (2.41)$$

este încărcarea relativă a reductorului și prin

$$k_R = \frac{\Delta P_{sk}}{P_{RN}} = \frac{|\Delta M_{sk}|}{M_{RN}} = f(\eta_{RN}) \quad (2.42)$$

se ține seamă de acea parte a pierderilor din reductor, ΔP_{sk} , respectiv ΔM_{sk} , care se consideră constantă, adică independentă de încărcare.

Rel.(2.40) a fost dedusă în ipoteza că pierderile în transmisie variază liniar cu încărcarea.

În legătură cu rel.(2.40) și curbele $\eta_R = f(\sigma_R)$ date în manualele de specialitate și în cataloage se rețin următoarele două aspecte importante :

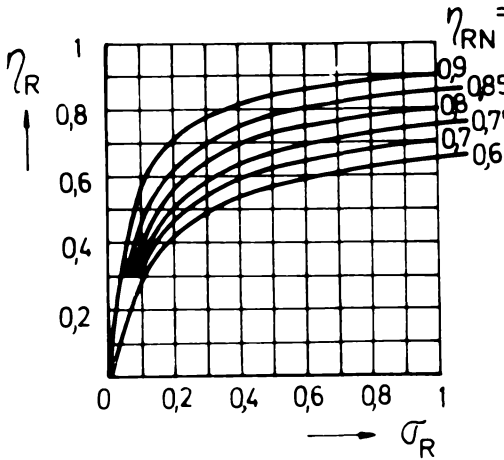


Fig.2.3.

Variația randamentului η_R al unor transmisii cu roți dințate tipizate în funcție de încărcarea relativă σ_R . (Exemplificare),

- ele sînt valabile numai pentru funcționarea în regim de motor ;

- ele sînt aplicabile în mod riguros numai pentru perioadele de funcționare staționară, cu excepția cazului cînd transmisia este formată dintr-o singură treaptă, adică nu are arbori intermediari.

Pentru perioadele de funcționare în regim de frînă, admitînd că la aceeași încărcare relativă σ_R cf.rol.(2.41) pierderile în transmisie au aceeași valoare ca la funcționarea în regim de motor, se poate deduce formula [2, 174] :

$$\eta_{Rf} = 2 - \frac{1}{\eta_R} = 2 - \frac{1}{\eta_{RN}} - k_R \frac{1 - \sigma_R}{\sigma_R} \quad (2.43)$$

Pentru perioadele de funcționare în regim nestaționar trebuie să se cunoască randamentele parțiale η'_x și η'_T , respectiv η'_{xT} și η'_{Tf} . La funcționarea cu viteză variabilă, prin intermediul componentei inerțiale P_{Jx} , puterea totală transmisă prin elementele transmisiei, P_x , diferă pronunțat de la un element la altul (v.tab.2.3), uneori nu numai ca valoare, ci și ca sens (v.cazurile IV și VIII). De aceea, randamentele η_x , η_R și η_T se pot determina numai prin intermediul randamentelor parțiale η'_x , respectiv η'_T , aplicînd rel. (2.15), (2.17), respectiv (2.18).

Pentru determinarea randamentelor parțiale η'_x în funcție de puterea totală transmisă P_x se pot folosi rel.(2.40),...(2.43), scrise pentru treapta de angrenare x, sub forma :

- cînd puterea se transmite în sensul MA \rightarrow ML, adică $P_x > 0$:

$$\eta'_x = \frac{1}{\frac{1}{\eta'_{xN}} + k'_x \frac{1 - \sigma_x}{\sigma_x}} \quad (2.44)$$

- cînd puterea se transmite în sensul $ML \rightarrow MA$,
adică $P_x < 0$:

$$\eta'_{xF} = 2 - \frac{1}{\eta'_x} = 2 - \frac{1}{\eta'_{xN}} - k'_x \frac{1 - \sigma_x}{\sigma_x} , \quad (2.45)$$

unde η'_{xN} este randamentul nominal al treptei x,

$$\sigma_x = \frac{|P_x|}{P_{RN}} = \frac{|M_x|}{M_{RN}} \nu_x , \quad (2.46)$$

iar :

$$k'_x = \frac{\Delta P'_{skx}}{P_{RN}} = f(\eta'_{xN}) \quad (2.47)$$

Rel.(2.44) și (2.45) sînt scrise în ipoteza $P_{xN} = P_{RN}$.

Deoarece la determinarea randamentelor η'_x și η'_{xF} pentru treapta x trebuie să se cunoască puterea totală P_x sau cuplul total M_x , în a căror expresii (2.29), respectiv (2.34) intră randamentele tuturor treptelor de la x+1 pînă la n, rezultă că rel. (2.29),... (2.32) sau (2.34),... (2.37) și apoi (2.44),... (2.47) trebuie aplicate din aproape în aproape pentru fiecare treaptă, începînd cu $x = n$.

2.3.2.3.2. Nomogramă pentru η , $\eta_f = f_1, 2(\sigma, \eta_N, k)$, [16].

Pentru a asigura rezolvarea operativă a rel.(2.40) și (2.43), respectiv (2.44) și (2.45), avînd în vedere faptul că prin curbe de forma celor din fig.2.3 este imposibil să se cuprindă totalitatea situațiilor practice posibile, s-a conceput nomograma reprezentată în fig.2.4.

Modul de aplicare a nomogramei, care este o nomogramă cu dreptele ajutătoare (Δ) paralele, este ilustrat printr-un exemplu pe baza căruia se evidențiază atît ordinea introducerii datelor inițiale, adică a valorii mărimilor σ_R sau σ_x , η_{RN} sau η'_{xN} și k_R sau k'_x , cît și modul de trasare a dreptelor ajutătoare Δ' și Δ'' . Schematic ordinea operațiilor este următoarea :

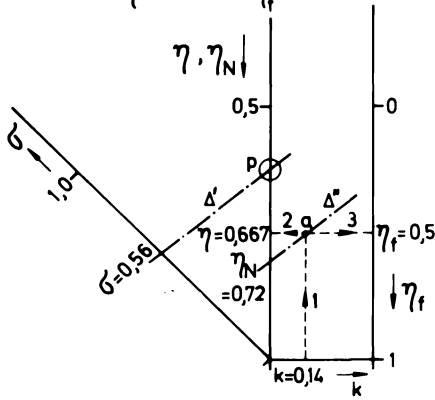
- se stabilește poziția dreptei ajutătoare Δ' prin punctul corespunzător valorii lui σ și prin punctul pivot p ;
- se trasează dreapta ajutătoare Δ'' prin punctul corespunzător valorii lui η_N și paralelă cu dreapta ajutătoare Δ' ;
- se trasează verticala 1 prin punctul corespunzător valorii lui k, pînă la intersecția α cu dreapta ajutătoare Δ'' ;
- orizontalele 2 și 3, duse prin punctul α , determină pe scările mărimilor η , respectiv η_f , valorile căutate.

Orice orizontală între scările mărimilor η și η_f stabilește direct legătura între valorile corespundente ale acestor mărimi, cf. rel.(2.43), respectiv (2.45).

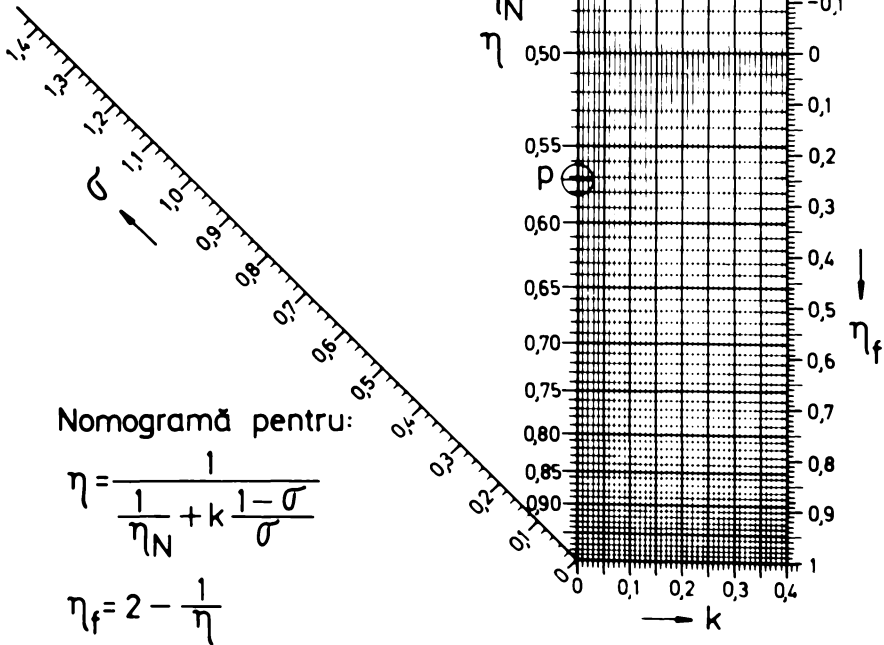
Exemplu de aplicare:

Date inițiale: $\sigma=0,56$; $\eta_N=0,72$; $k=0,14$

Rezultă: $\eta=0,667$ și $\eta_f=0,5$



Condiția: $\Delta^a \parallel \Delta^a$



Nomogramă pentru:

$$\eta = \frac{1}{\frac{1}{\eta_N} + k \frac{1-\sigma}{\sigma}}$$

$$\eta_f = 2 - \frac{1}{\eta}$$

Fig. 2.4

2.3.3. O propunere a autorului privind determinarea mărimilor M_r și J_e din ecuația mișcării, [17, 18].

2.3.3.1. Interpretarea situației existente. Posibilitatea calculului mărimilor M_r și J_e cu ajutorul rel.(2.12) și (2.13), respectiv (2.19) și (2.20), este condiționată de cunoașterea valorilor randamentelor parțiale și totale ale transmisiei pentru fiecare situație de funcționare și de încărcare distinctă a acționării. Aceasta crează dificultăți la aplicarea corectă a ecuației mișcării, deoarece valoarea randamentelor unei transmisii variază în funcție de valoarea și sensul puterii totale transmise prin diferitele elemente ale transmisiei. Această variație este cu atât mai pronunțată, cu cât valoarea puterii transmise diferă mai mult de cea nominală a transmisiei [2,36,120,174], (v.și fig.2.3). De aceea, înainte de toate trebuie să se stabilească regimul de funcționare și de încărcare al acționării. Trebuie să se facă distincție între regimurile "motor" și "frână", respectiv între regimurile "staționar", "tranzitoriu cu accelerare" și "tranzitoriu cu decelerare" (v.pct.2.3.2.2).

Puterea totală transmisă prin diferitele elemente ale transmisiei variază în timpul proceselor tranzitorii, în general atât ca valoare, cât și ca sens. Aceasta are ca urmare și o variație corespunzătoare a randamentelor transmisiei în funcție de timp. Pot exista perioade în care puterea totală transmisă diferă de la o treaptă la alta a transmisiei nu numai ca valoare, ci și ca sens (v.tab. 2.3, cazurile IV și VIII). Rel.(2.12) și (2.13), respectiv (2.19) și (2.20) nu pot fi aplicate în situațiile de funcționare care se încadrează în cazurile IV și VIII, deoarece la deducerea lor s-a presupus că puterea se transmite prin toate elementele transmisiei în același sens. Fără a mai prezenta demonstrația, deoarece în cadrul lucrării se propune un alt procedeu, se poate arăta că în cazul IV, de exemplu, ar trebui să se aplice formulele :

$$M_r = \frac{M_L}{\nu_R} \frac{\eta'_{3f}}{\eta_2} \quad (2.48)$$

și

$$J_e = J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2 \eta_1} + \frac{J_2}{\nu_2^2 \eta_2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \frac{\eta'_{3f}}{\eta_2} \quad (2.49)$$

Se menționează că în literatura de specialitate nu sînt prezentate formule pentru calculul mărimilor M_r și J_e în situațiile de funcționare care se încadrează în cazurile IV și VIII.

Rezultă că la efectuarea calculelor pentru perioadele de funcționare în regim tranzitoriu trebuie să se țină evidența sensului de

transmitere a puterii prin fiecare treaptă a transmisiei în fiecare situație distinctă de funcționare și de încărcare a acționării.

Deoarece la funcționarea în regim nestaționar η'_x , η_x și η_R sînt variabile rezultă $M_T \neq \text{const.}$ și $J_e \neq \text{const.}$, chiar dacă în perioada tranzitorie considerată M_L , ν_x și J_x sînt constante. În consecință, dacă conform indicațiilor din literatură se evidențiază pierderile în transmisie cauzate de puterea inerțială prin valoarea momentului de inerție echivalent J_e , atunci prin scrierea ecuației mișcării sub forma (1.14) se comite o eroare în toate cazurile în care între ML și MA este intercalată o transmisie. Eroarea este cu atît mai mare, cu cît valoarea factorului de inerție FI este mai mare. Deoarece $J_e \neq \text{const.}$, ecuația mișcării trebuie scrisă corect sub forma (1.11), ceea ce face rezolvarea ei dificilă.

Valoarea cuplului static raportat M_T este influențată de asemenea de variația în timp a randamentelor η'_x , η_x și η_R , deoarece valorile randamentelor din rel.(2.12) și (2.19) trebuie să corespundă puterilor totale transmise prin diferitele trepte ale transmisiei (v.pct.2.3.2). Deoarece la funcționarea în regim tranzitoriu aceste puteri diferă de la o treaptă la alta a transmisiei (v.tab. 2.3), rezultă că randamentul întregii transmisii, η_R , trebuie calculat cu ajutorul rel.(2.17), adică prin intermediul randamentelor parțiale η'_x determinate, fiecare, în funcție de puterea statică și inerțială transmisă prin treapta respectivă. De aceea, calculînd valoarea cuplului M_T cu o valoare a randamentului η_R determinată global sau numai în funcție de puterea statică transmisă, se comite o altă eroare. Această eroare este cu atît mai mare, cu cît ponderea puterii inerțiale este mai mare în raport cu ponderea puterii statice și cu cît valoarea factorului de inerție FI este mai mare.

Sub forma dată rel.(2.12) și (2.19) nu permit calculul cuplului M_T în perioadele de funcționare a acționării în gol, respectiv neîncărcată din punct de vedere tehnologic, precum și în cazul mecanismelor la care întreaga putere dezvoltată la arbore de MA servește pentru acoperirea pierderilor prin frecare în transmisie și variația energiei cinetice a elementelor unui lanț cinematic, cînd $M_L = 0$ sau $F_L = 0$. Aceasta constituie un alt dezavantaj al metodei conform literaturii.

În concluzie se reține faptul că prin separarea pierderilor totale din transmisie în pierderi corespunzătoare sarcinii statice și în pierderi corespunzătoare sarcinii inerțiale, incluse respectiv în cuplul static raportat M_T și în cuplul inerțial M_j (prin intermediul lui J_e), se introduc în ecuația mișcării două variații

suplimentară și prin aceasta se complică rezolvarea ei.

În afară de aspectele relevate mai sus merită atenție și faptul că prin introducerea randamentelor transmisiei în rel.(2.13), respectiv (2.20), valoarea momentului de inerție echivalent total astfel determinată nu poate fi folosită la calculul energiei cinetice înmagazinate în masele în mișcare ale acționării la diferite viteze - deoarece $W_c \neq J_e(2.13) \Omega^2/2$ - și de asemenea se denaturează înțelesul mărimii, deoarece prin definiție momentul de inerție nu depinde de randament.

Având în vedere toate aceste aspecte negative legate de calculul mărimilor M_r și J_e din ecuația mișcării după indicațiile din literatură (v.pct.2.3.1), se propun de către autor două metode noi de calcul, aplicabile în funcție de datele problemei în felul arătat în continuare.

2.3.3.2. Metoda A. Calculul mărimilor M_r și J_e când se cunosc accelerațiile și decelerațiile $d\Omega/dt$, [17].

2.3.3.2.1. Principiul metodei. Metoda A se bazează în principiu pe evidențierea tuturor pierderilor din transmisie, atât a celor corespunzătoare puterii statice, cât și a celor corespunzătoare puterii inerțiale, prin valoarea unei singure mărimi și anume a cuplului static raportat M_r . Aceasta se justifică și prin aceea, că cuplul datorită pierderilor în transmisie are caracterul unui cuplu static reactiv și nu a unui cuplu inerțial.

2.3.3.2.2. Stabilirea formulcelor de calcul. Deoarece nu se mai include o parte din pierderi în valoarea cuplului inerțial, momentul de inerție echivalent total raportat la arborele MA se poate calcula exact cu formula generală :

$$J_e = J_0 + \sum_{x=1}^n \frac{J_x}{v_x^2} + \sum_{y=1}^q m_y \left(\frac{v_y}{\Omega} \right)^2, \quad (2.50)$$

care este mai simplă decât (2.13) sau (2.20) și care se poate aplica pentru orice regim de funcționare, atât pentru calculul cuplului inerțial, cât și pentru calculul energiei cinetice a acționării.

Pentru deducerea formulei de calcul a cuplului M_r se folosesc relația generală (2.38) care exprimă cuplul total dezvoltat la arbore de MA atât ca valoare, cât și ca semn. Pe baza ei, trecînd cuplurile M_{sL} și ΔM_s în membrul stîng, lîngă cuplul total M_r , operație prin care aceste cupluri își schimbă caracterul, transformîndu-se (v.pct.1.3.3) din componente statice ale cuplului dezvoltat de MA în cupluri "raportate" (ind.r), produse de sine stătător la arborele MA prin acțiunea MB al ML (M_{rL}), respectiv prin frecarea

între elementele transmisiei (ΔM_T), - se poate scrie ecuația mișcării în cazul $J_e = \text{const.}$ sub forma :

$$\pm M \mp M_{rL} \mp \Delta M_T = M_J = J_e \frac{d\Omega}{dt} \quad (2.51)$$

care comparată cu (1.14) duce la concluzia că cuplul M_T necesar în ecuația mișcării se poate calcula ca valoare și semn cu ajutorul expresiei :

$$M_T = \mp M_{rL} \mp \Delta M_T \quad (2.52)$$

Pentru cuplul M_{rL} este valabilă expresia :

$$M_{rL} = M_L / \nu_R \quad (2.53)$$

Deoarece cuplul ΔM_T evidențiază pierderile totale, în toate treptele transmisiei, în cazul unui reductor (înd.R) cu n trepte se poate scrie :

$$\Delta M_T = \Delta M_{rR} = \sum_{x=1}^n \frac{\Delta M'_{rx}}{\nu_x} \quad (2.54)$$

unde valoarea cuplurilor parțiale $\Delta M'_{rx} / \nu_x$ se poate calcula cu ajutorul unor relații de forma (2.35) sau (2.36), adică :

$$\left| \frac{\Delta M'_{rx}}{\nu_x} \right| = \left| \frac{M_x}{\nu_x} \right| \left(\frac{1}{\eta'_x} - 1 \right) \quad (2.55)$$

dacă prin treapta x considerată puterea se transmite în sensul $MA \rightarrow ML$, respectiv :

$$\left| \frac{\Delta M'_{rx}}{\nu_x} \right| = \left| \frac{M_x}{\nu_x} \right| (1 - \eta'_{xf}) \quad (2.56)$$

dacă puterea se transmite în sensul $ML \rightarrow MA$.

Pentru a evita necesitatea diferențierii calculelor în funcție de sensul de transmitere a puterii prin diferitele elemente ale transmisiei, pe baza rel.(2.44) și (2.45) se exprimă egalitatea :

$$\frac{1}{\eta'_x} - 1 = 1 - \eta'_{xf} = \frac{1}{\eta'_{xR}} + k'_x \frac{1 - \sigma_x}{\sigma_x} - 1 \quad (2.57)$$

în care, dacă se înlocuiește σ_x cu expresia (2.46), se pot scrie rel .(2.55) și (2.56) sub forma unitară :

$$\left| \frac{\Delta M'_{rx}}{\nu_x} \right| = \left| \frac{M_x}{\nu_x} \right| \left(\frac{1}{\eta'_{xR}} - k'_x - 1 \right) + k'_x M_{rR} \quad (2.58)$$

valabilă pentru orice sens de transmitere a puterii.

Pentru calculul cuplului $|M_x / \nu_x|$ se folosește rel.(2.34) scrisă sub forma :

$$\left| \frac{M_x}{\nu_x} \right| = \left| \pm M_{sL} \pm \sum_{y=x+1}^n \frac{\Delta M'_{xy}}{\nu_y} \pm \sum_{y=x}^n \frac{J_y \nu_y^2}{\nu_x} \frac{d\Omega}{dt} \right| \quad (2.59)$$

În cazul acționărilor care au și elemente în mișcare de translație, cum este de exemplu cazul prezentat în fig.2.2a, rel.(2.53), ... (2.59) se aplică în felul arătat în continuare.

$$M_{rL} = F_L v / \Omega \quad ; \quad (2.60)$$

$$\Delta M_r = \Delta M_{rR} + \Delta M_{rT} \quad , \quad (2.61)$$

unde : $\Delta M_{rT} = \Delta F_L v / \Omega \quad (2.62)$

este cuplul raportat la arborele MA corespunzător pierderilor prin frecare în transmisia dintre arborele n și elementul de masă m în mișcare de translație cu viteza v. Pentru cuplul ΔM_{rT} se poate deduce o expresie asemănătoare cu (2.58), dacă și în acest caz se admite că pierderile în transmisie au o componentă constantă $\Delta P'_{skT}$, respectiv :

$$k'_T = \frac{\Delta P'_{skT}}{P_{TN}} = \frac{\Delta P'_{skT}}{P_{RN}} \quad , \quad (2.63)$$

și una variabilă linear cu puterea totală (statică și inertială) transmisă, $P_T = Fv$. Astfel, scriind relații analoge cu (2.44), ... (2.46) și (2.57), în care se înlocuiește x cu T, se obține final :

$$\left| \Delta M_{rT} \right| = \left| \frac{Fv}{\Omega} \left| \left(\frac{1}{\eta_{TN}} - k'_T - 1 \right) + k'_T M_{RN} \right. \right| \quad (2.64)$$

unde :

$$\left| \frac{Fv}{\Omega} \right| = \left| (\pm F_S + F_J) \frac{v}{\Omega} \right| = \left| \pm M_{sL} \pm M_{JT} \right| = \left| \pm \frac{F_S v}{\Omega} \pm m \left(\frac{v}{\Omega} \right)^2 \frac{d\Omega}{dt} \right| \quad (2.65)$$

este cuplul raportat la arborele MA corespunzător forței statice $F_S = -F_L$ și inertiiale $F_J = mdv/dt$ dezvoltate de aceasta la capatul lanțului cinematic, respectiv la organul mobil, activ al ML.

În cazul considerat se obține pentru cuplurile M_x / ν_x din rel.(2.58) expresia :

$$\left| \frac{M_x}{\nu_x} \right| = \left| \pm \frac{Fv}{\Omega} \pm \Delta M_{sT} \pm \sum_{y=x+1}^n \frac{\Delta M'_{sy}}{\nu_y} \pm \sum_{y=x}^n \frac{J_y}{\nu_y^2} \frac{d\Omega}{dt} \right| \quad , \quad (2.66)$$

unde : $\Delta M_{sT} = - \Delta M_{rT} \quad (2.67)$

2.3.3.2.3. Expunerea metodei de calcul. Pe baza formulelor de calcul deduse la pct.2.3.3.2.2 se rețin indicațiile prezentate în continuare pentru raportarea la arborele MA a diagramei de încărcare tehnologică a ME, $M_L(t)$, respectiv $F_L(t)$, (v.pct.1.3.1), cu includerea pierderilor totale în transmisie.

- Se stabilește semnul vitezei unghiulare Ω în funcție de sensul mișcării, pentru a putea stabili semnele accelerației sau decelerației $d\Omega / dt$, ale cuplurilor M_L (M_{rL}), ΔM_r (ΔM_{rR} , $\Delta M'_{rX}$,

ΔM_{RT}), M_{oL} , ΔM_{sx} ($\Delta M'_{sy}$, $\Delta M'_s$) și ΔM_{sT} și ale forțelor F_L , $\Delta F'_L$ și F'_s (v.pct.2.1 și 2.3.2.2); viteza liniară v și viteza unghiulară Ω au totdeauna același semn.

- Se determină valoarea și semnul accelerației sau decelerației $d\Omega/dt$, fie din diagrama de mers $\Omega(t)$ impusă sau cunoscută experimental, fie pe baza datelor rezultate din experiența de pro-medii iectare a unor instalații asemănătoare, când se impun anumite valori constante pentru $d\Omega/dt$, respectiv dv/dt , în diferite intervale de timp de funcționare a acționării [36,120,174]. Pentru stabilirea semnului mărimii $d\Omega/dt$ și, prin aceasta, a mărimilor M'_{Jy} , M_J și F_J se recomandă consultarea tab.2.2.

- Se determină valoarea și semnul cuplului M_L , sau ale forței F_L , din diagrama de încărcare tehnologică a MS, respectiv în funcție de procesul tehnologic executat de ML.

- Se stabilesc datele transmisiei : M_{KN} , v_x , η'_{xN} și k'_x ($x = 1, 2, \dots, n$), respectiv și v/Ω , η'_{TN} și k'_T .

... - Se determină valoarea și semnul cuplului M_{rL} cu ajutorul rel.(2.53) sau (2.60). Se precizează că semnul cuplului M_{rL} este același cu al cuplului M_L sau al forței F_L .

- Se stabilesc valorile momentelor de inerție ale elementelor în mișcare de rotație, J_x ($x=0, 1, 2, \dots, n$) și masele elementelor în mișcare de translație, m_y ($y=1, 2, \dots, q$). Pentru raportarea la arborele MA a momentelor de inerție și a maselor se folosește relația general valabilă (2.50).

- Se stabilește valoarea și semnul cuplului M_{oL} , sau ale forței F'_s , sub forma $M_{oL} = -M_{rL}$ și $F'_s = -F_L$.

- Se determină valoarea și semnul cuplului corespunzător pierderilor în transmisie, ΔM_x . Valoarea cuplului ΔM_x se calculează cu ajutorul rel.(2.25), (2.59), (2.58) și (2.54), respectiv (2.65), (2.64), (2.67), (2.25), (2.66), (2.58) și (2.61), care se aplică în ordinea indicată, din aproape în aproape pentru fiecare treaptă a transmisiei, începînd cu $x=n$. Pentru cuplul ΔM_x se adoptă semnul (-) dacă $\Omega > 0$ și semnul (+) dacă $\Omega < 0$. Semnul cuplurilor $\Delta M'_{sy}$ (sau ΔM_{sx}) și ΔM_{sT} din rel.(2.59), respectiv (2.66), este totdeauna același cu al vitezei unghiulare Ω . (v.pct.2.3.2.2).

Operativitatea calculelor este asigurată prin faptul că rel. (2.59) și (2.66) pot fi scrise sub forma :

$$\left| \frac{M_x}{v_x} \right| = \left| \pm \frac{M_{x+1}}{v_{x+1}} \pm \frac{\Delta M'_s(x+1)}{v_{x+1}} \pm \frac{J_x}{v_x^2} \frac{d\Omega}{dt} \right|, \quad (2.68)$$

unde pentru $x = n$:

$$\left| \frac{M_n}{\gamma_n} \right| = \left| \frac{M_n}{\gamma_R} \right| = \left| \pm M_{sL} \pm \frac{J_n}{\gamma_n^2} \frac{d\Omega}{dt} \right|, \quad (2.69)$$

respectiv :

$$\left| \frac{M_n}{\gamma_n} \right| = \left| \pm \frac{Fv}{\Omega} \pm \Delta M_{sT} \pm \frac{J_n}{\gamma_n^2} \frac{d\Omega}{dt} \right|, \quad (2.70)$$

cu Fv/Ω cf. rel. (2.65), ceea ce oferă în plus posibilitatea programării avantajoase pentru rezolvarea problemei cu ajutorul unui calculator electronic numeric (v. pct. 2.3.3.2.4).

- Se determină valoarea și semnul cuplului M_T cu ajutorul rel. (2.52).

2.3.3.2.4. Program de calcul pentru rezolvarea problemei cu ajutorul unui calculator numeric.

În cadrul unui calcul riguros din punct de vedere matematic, valoarea cuplului M_T trebuie determinată pentru fiecare situație distinctă de funcționare și de încărcare a acționării. De aceea, dacă regimul de funcționare al acționării are un pronunțat caracter dinamic devine necesară utilizarea mijloacelor moderne de calcul.

În acest scop se prezintă în fig. 2.5 schema de organizare a calculelor pentru raportarea la arborele MA a forțelor și a cuplurilor, cu includerea pierderilor totale în transmisie. Organigrama din fig. 2.5 este completată cu posibilitatea calculului cuplului total :

$$M = \pm M_s \pm J_e \frac{d\Omega}{dt} = \frac{M(x=0)}{\gamma(x=0)} = \pm \frac{M_1}{\gamma_1} \pm \frac{\Delta M_{s1}^*}{\gamma_1} \pm J_o \frac{d\Omega}{dt} \quad (2.71)$$

dezvoltat la arbore de MA pentru realizarea unui anumit proces tehnologic prin care se impun diagramele $F_L(t)$ sau $M_L(t)$ și $\Omega(t)$. Ca dată inițială este necesară în plus numai valoarea momentului de inerție J_o (v. fig. 2.2a).

Instrucțiunile de program sînt aceleași pentru ambele cazuri : raportarea forțelor și raportarea cuplurilor; de la un caz la altul diferă doar felul datelor inițiale.

Datele inițiale necesare sînt împărțite în două grupe. În prima grupă se încadrează datele transmisiei. Datele din cea de a doua grupă caracterizează regimul de funcționare și de încărcare al acționării. Prin $\pm \Omega/|\Omega| = \pm 1$ se evidențiază semnul vitezei unghiulare Ω , iar prin valoarea $\Omega/|\Omega| = 2$ se marchează sfîrșitul calculelor.

Calculele descrise prin organigrama din fig. 2.5 pot fi efectuate și cu ajutorul unui calculator de birou, cum este de exemplu calculatorul tip Olivetti, Programma 101, [17].

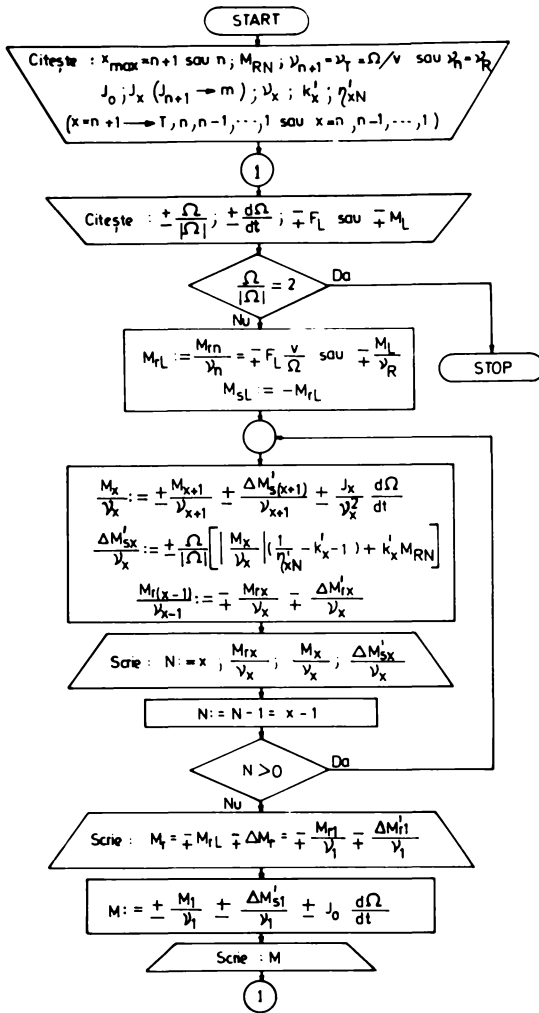


Fig.2.5

Organigramă pentru raportarea forțelor și a cuplurilor la arborele MA, cu includerea pierderilor totale în transmisie, și pentru calculul cuplului total dezvoltat la arbore de MA.

2.3.3.2.5. Caracterizarea metodei A.

- Se pot aplica aceleași formule de calcul pentru orice sens de transmitere a puterii prin elementele transmisiei. Calculele se efectuează din aproape în aproape, începînd cu ultimul element din lanțul cinematic al acționării. Semnele mărimilor din formulele de calcul rezultă în funcție de semnul vitezei unghiulare Ω .

- Valoarea mărimii J_0 odată calculată rămîne valabilă pentru toate situațiile de funcționare și de încărcare și poate fi folosită la calculul energiei cinetice înmagazinate în masele în mișcare ale acționării.

- Nu trebuie să se cunoască decît valoarea nominală a randamentelor transmisiei, indiferent de valoarea puterii transmise.

- Se poate calcula valoarea cuplului M_T și în cazurile caracterizate prin $M_L = 0$, sau $F_L = 0$.

- Trebuie să se cunoască valorile accelerației sau decelerației $d\Omega/dt$, ceea ce împiedică aplicarea metodei în toate cazurile.

2.3.3.3. Metoda B. Calculul mărimilor M_T și J_e când nu se cunosc accelerațiile și decelerațiile $d\Omega/dt$, [18].

2.3.3.3.1. Punerea problemei. În practică sînt frecvente cazurile, cum sînt de exemplu cele de studiere a fenomenelor tranzitorii care au loc în diferitele regimuri de funcționare [39,135], cînd diagrama de mers $\Omega(t)$ și accelerațiile, respectiv decelerațiile $d\Omega/dt$ se cunosc numai după rezolvarea ecuației diferențiale a mișcării și deci nu se poate aplica metoda A pentru calculul mărimilor M_T și J_e .

În cele ce urmează se prezintă o metodă de calcul aplicabilă și în cazurile arătate mai sus, fără dezavantajul $J_e \neq \text{const.}$ al metodei cf. literaturii.

2.3.3.3.2. Stabilirea formulelor de calcul. Pentru demonstrație se pleacă de la ecuația mișcării (2.51) în care se înlocuiește J_e cf. definiției (2.50) și se explicitiază cuplul corespunzător pierderilor în transmisie, ΔM_T , pe baza rel.(2.54), (2.58) și (2.59) sau (2.61), (2.64), (2.65), (2.54), (2.58) și (2.66), obținîndu-se:

$$\pm M \mp M_{rL} \mp \sum_{x=1}^n \left[\pm M_{sL} \pm \sum_{y=x+1}^n \frac{\Delta M'_{sy}}{\gamma_y} \pm \sum_{y=x}^n \frac{J_y}{\gamma_y^2} \frac{d\Omega}{dt} \right] \left(\frac{1}{\eta'_{xN}} - k'_x - 1 \right) + k'_x M_{RN} = \left(J_0 + \sum_{x=1}^n \frac{J_x}{\gamma_x^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \quad (2.72)$$

în cazul acționărilor care au numai elemente în mișcare de rotație, respectiv :

$$\pm M \mp M_{rL} \mp \sum_{x=1}^n \left[\pm \frac{F_s v}{\Omega} \pm m \left(\frac{v}{\Omega} \right)^2 \frac{d\Omega}{dt} \pm \Delta M_{sT} \pm \sum_{y=x+1}^n \frac{\Delta M'_{sy}}{\gamma_y} \pm \sum_{y=x}^n \frac{J_y}{\gamma_y^2} \frac{d\Omega}{dt} \right] \left(\frac{1}{\eta'_{TN}} - k'_T - 1 \right) + k'_T M_{RN} = \left[J_0 + \sum_{x=1}^n \frac{J_x}{\gamma_x^2} + m \left(\frac{v}{\Omega} \right)^2 \right] \frac{d\Omega}{dt} \quad (2.73)$$

în cazul acționărilor care au un element de masă m în mișcare de translație cu viteza v , asupra căruia acționează forța statică

$$F_L = - F_s.$$

Semnele cuplurilor din ecuațiile (2.72) și (2.73) se adoptă pe baza convențiilor enunțate în cadrul pct.2.1, 2.3.2.2 și 2.3.3.2.

Demonstrația se efectuează separat pentru fiecare din cazurile distincte II, III, IV, VI, VII și VIII prezentate în tab.2.3 și constă în principiu în explicitarea în continuare a pierderilor de cuplu $\Delta M'_{SY} / \nu_y$ și $\Delta M'_{ST}$ și în restructurarea termenilor din rel.(2.72), respectiv (2.73), astfel încât mărimile M'_{RL} , M'_{RN} și $d\Omega / dt$ să apară factor comun. Pentru ușurarea demonstrației se introduce notațiile :

$$b'_x = \frac{1}{\eta'_{xN}} - k'_x \quad ; \quad b'_T = \frac{1}{\eta'_{TN}} - k'_T \quad ; \quad (2.74)$$

$$b'_{xf} = 2 - b'_x = 2 - \frac{1}{\eta'_{xN}} + k'_x \quad ; \quad b'_{Tf} = 2 - b'_T = 2 - \frac{1}{\eta'_{TN}} + k'_T \quad , \quad (2.75)$$

care reprezintă constante ale transmisiei și se precizează că

$$|M'_{sL}| = |M'_{rL}|, \text{ respectiv } |M'_{sV}/\Omega| = |M'_{rL}|.$$

Pentru demonstrație se adoptă $\Omega > 0$ și se consideră ca exemplu schema cinematică a acționării din tab.2.3, la care $n = 3$.

Cazul II. Pentru acest caz ecuația (2.72) devine: . . .

$$\begin{aligned} M - M'_{rL} - \left\{ \left[M'_{sL} + \frac{\Delta M'_{s2}}{\nu_2} + \frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} + \left(\frac{J_1}{\nu_1^2} + \frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_1 - 1) + \right. \\ \left. + k'_1 M'_{rN} + \left[M'_{sL} + \frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} + \left(\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_2 - 1) + k'_2 M'_{rN} + \right. \\ \left. + \left(M'_{sL} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \frac{d\Omega}{dt} \right) (b'_3 - 1) + k'_3 M'_{rN} \right\} = \left(J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} + \frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \end{aligned} \quad (2.76)$$

Deoarece în cazul II: $M'_x / \nu_x > 0$ la oricare arbore, se poate omite simbolul "valoare absolută" din expresia pierderilor.

Dacă în ecuația (2.76) se înlocuiesc cuplurile $\Delta M'_{s3} / \nu_3$ și $\Delta M'_{s2} / \nu_2$ cu expresiile :

$$\frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} = \left(M'_{sL} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \frac{d\Omega}{dt} \right) (b'_3 - 1) + k'_3 M'_{rN} \quad ,$$

respectiv :

$$\begin{aligned} \frac{\Delta M'_{s2}}{\nu_2} &= \left[M'_{sL} + \frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} + \left(\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_2 - 1) + k'_2 M'_{rN} = \\ &= \left[M'_{sL} b'_3 + \left(\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} b'_3 \right) \frac{d\Omega}{dt} + k'_3 M'_{rN} \right] (b'_2 - 1) + k'_2 M'_{rN} \quad , \end{aligned}$$

scrise pe baza rel.(2.58) și (2.59), și se efectuează operațiile anunțate mai sus, atunci se obține în final ecuația mișcării sub forma :

$$M - M_{rL} b_1' b_2' b_3' - M_{rRN} (k_1' + k_2' b_1' + k_3' b_1' b_2') = \\ = \left(J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} b_1' + \frac{J_2}{\nu_2^2} b_1' b_2' + \frac{J_3}{\nu_3^2} b_1' b_2' b_3' \right) \frac{d\Omega}{dt} \quad , \quad (2.77)$$

care comparată cu (1.14) duce la concluzia că în cazul II raportarea la arborele MA a cuplurilor și a momentelor de inerție se poate face cu ajutorul formulelor :

$$M_r = -M_{rL} b_1' b_2' b_3' - M_{rRN} (k_1' + k_2' b_1' + k_3' b_1' b_2') \quad (2.78)$$

respectiv :

$$J_e = J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} b_1' + \frac{J_2}{\nu_2^2} b_1' b_2' + \frac{J_3}{\nu_3^2} b_1' b_2' b_3' \quad (2.79)$$

Cazul III. Pentru acest caz ecuația (2.72) devine :

$$M - M_{rL} \left[M_{sL} + \frac{\Delta M_{s2}'}{\nu_2} + \frac{\Delta M_{s3}'}{\nu_3} - \left(\frac{J_1}{\nu_1^2} + \frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b_1' - 1) + \\ + k_1' M_{rRN} + \left[M_{sL} + \frac{\Delta M_{s3}'}{\nu_3} - \left(\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b_2' - 1) + k_2' M_{rRN} + \\ + \left(M_{sL} - \frac{J_3}{\nu_3^2} \frac{d\Omega}{dt} \right) (b_3' - 1) + k_3' M_{rRN} \Bigg] = - \left(J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} + \frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \quad , \quad (2.80)$$

unde s-a ținut de asemenea seama de faptul că $M_x / \nu_x > 0$ la oricare arbore al acționării. După înlocuirea în ecuația (2.80) a cuplurilor $\Delta M_{s3}' / \nu_3$ și $\Delta M_{s2}' / \nu_2$ cu expresiile lor cf. rel.(2.58) și (2.59):

$$\frac{\Delta M_{s3}'}{\nu_3} = \left(M_{sL} - \frac{J_3}{\nu_3^2} \frac{d\Omega}{dt} \right) (b_3' - 1) + k_3' M_{rRN} \quad ,$$

respectiv :

$$\frac{\Delta M_{s2}'}{\nu_2} = \left[M_{sL} + \frac{\Delta M_{s3}'}{\nu_3} - \left(\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b_2' - 1) + k_2' M_{rRN} = \\ = \left[M_{sL} b_3' - \left(\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} b_3' \right) \frac{d\Omega}{dt} + k_3' M_{rRN} \right] (b_2' - 1) + k_2' M_{rRN}$$

și efectuarea operațiilor intermediare, se obține în final ecuația mișcării sub forma :

$$M - M_{rL} b_1' b_2' b_3' - M_{rRN} (k_1' + k_2' b_1' + k_3' b_1' b_2') = \\ = - \left(J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} b_1' + \frac{J_2}{\nu_2^2} b_1' b_2' + \frac{J_3}{\nu_3^2} b_1' b_2' b_3' \right) \frac{d\Omega}{dt} \quad (2.81)$$

Rezultă că în cazul III mărimile M_r și J_e se calculează cu aceleași formule (2.78), respectiv (2.79), ca și în cazul II.

Deoarece în privința demonstrațiilor prezentate mai sus cazul I diferă de cazurile II și III numai prin $d\Omega/dt = 0$, rezultă că formula (2.78) este valabilă și în cazul funcționării staționare în regim de motor.

Cazul IV. Pentru acest caz ecuația (2.72) devine :

$$M + M_{rL} - \left\{ \left[-M_{sL} + \frac{\Delta M'_{s2}}{\nu_2} + \frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} + \left(\frac{J_1}{\nu_1^2} + \frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_1 - 1) + k'_1 M_{RN} + \left[-M_{sL} + \frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} + \left(\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_2 - 1) + k'_2 M_{RN} + \left[-M_{sL} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_3 - 1) + k'_3 M_{RN} \right\} = \left(J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} + \frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \quad (2.82)$$

unde s-a ținut seamă de faptul că numai $M_1/\nu_1 > 0$ și $M_2/\nu_2 > 0$, pe cînd $M_3/\nu_3 < 0$. Pentru a putea efectua operațiile de restructurare a termenilor este necesar să se elimine simbolul "valoare absolută" a sumei algebrice, scriind :

$$\left| -M_{sL} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \frac{d\Omega}{dt} \right| = \left| M_{sL} - \frac{J_3}{\nu_3^2} \frac{d\Omega}{dt} \right| = M_{sL} - \frac{J_3}{\nu_3^2} \frac{d\Omega}{dt}$$

În acest caz se obțin pentru cuplurile $\Delta M'_{s3}/\nu_3$ și $\Delta M'_{s2}/\nu_2$ expresiile :

$$\frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} = \left(M_{sL} - \frac{J_3}{\nu_3^2} \frac{d\Omega}{dt} \right) (b'_3 - 1) + k'_3 M_{RN} \quad ,$$

respectiv :

$$\begin{aligned} \frac{\Delta M'_{s2}}{\nu_2} &= \left[-M_{sL} + \frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} + \left(\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_2 - 1) + k'_2 M_{RN} = \\ &= \left\{ -M_{sL}(2 - b'_3) + \left[\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} (2 - b'_3) \right] \frac{d\Omega}{dt} + k'_3 M_{RN} \right\} (b'_2 - 1) + k'_2 M_{RN} \quad , \end{aligned}$$

care înlocuite în ecuația (2.82) permit, după transformarea :

$$2 b'_1 b'_2 - b'_1 b'_2 b'_3 = b'_1 b'_2 (2 - b'_3) = b'_1 b'_2 b'_3 f \quad ,$$

efectuată pe baza rel.(2.75), să se aducă ecuația mișcării în final la forma :

$$\begin{aligned} M + M_{rL} b'_1 b'_2 b'_3 f - M_{RN} (k'_1 + k'_2 b'_1 + k'_3 b'_1 b'_2) = \\ = \left(J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} b'_1 + \frac{J_2}{\nu_2^2} b'_1 b'_2 + \frac{J_3}{\nu_3^2} b'_1 b'_2 b'_3 f \right) \frac{d\Omega}{dt} \quad (2.83) \end{aligned}$$

Astfel, pentru situația : $M_1/\nu_1 > 0$, $M_2/\nu_2 > 0$ și $M_3/\nu_3 < 0$ în cazul IV, mărimile M_r și J_e din ecuația mișcării se pot calcula cu ajutorul formulilor :

$$M_r = M_{rL} b'_1 b'_2 b'_3 - M_{rN} (k'_1 + k'_2 b'_1 + k'_3 b'_1 b'_2) , \quad (2.84)$$

respectiv:

$$J_e = J_o + \frac{J_1}{\nu_1} b'_1 + \frac{J_2}{\nu_2} b'_1 b'_2 + \frac{J_3}{\nu_3} b'_1 b'_2 b'_3 \quad (2.85)$$

În mod analog se poate arăta că pentru situația : $M_1/\nu_1 > 0$, $M_2/\nu_2 < 0$ și $M_3/\nu_3 < 0$ rel.(2.84) și (2.85) devin :

$$M_r = M_{rL} b'_1 b'_{2f} b'_{3f} - M_{rN} (k'_1 + k'_2 b'_1 + k'_3 b'_1 b'_{2f}) \quad (2.84')$$

$$J_e = J_o + \frac{J_1}{\nu_1} b'_1 + \frac{J_2}{\nu_2} b'_1 b'_{2f} + \frac{J_3}{\nu_3} b'_1 b'_{2f} b'_{3f} \quad (2.85')$$

Cazul VI. Pentru acest caz ecuația (2.72) devine :

$$\begin{aligned} -M + M_{rL} - \left[-M_{sL} + \frac{\Delta M'_{s2}}{\nu_2} + \frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} + \left(\frac{J_1}{\nu_1^2} + \frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_1 - 1) + \\ + k'_1 M_{rN} + \left[-M_{sL} + \frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} + \left(\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_2 - 1) + k'_2 M_{rN} + \\ + \left[-M_{sL} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_3 - 1) + k'_3 M_{rN} = \left(J_o + \frac{J_1}{\nu_1^2} + \frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \end{aligned} \quad (2.86)$$

În cazul VI : $M_x/\nu_x < 0$ la oricare arbore și de aceea trebuie să se inverseze semnele termenilor din interiorul simbolului "valoare absolută" a sumelor algebrice din ecuația (2.86). Înlocuind:

$$\frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} = \left(M_{sL} - \frac{J_3}{\nu_3^2} \frac{d\Omega}{dt} \right) (b'_3 - 1) + k'_3 M_{rN}$$

și :

$$\begin{aligned} \frac{\Delta M'_{s2}}{\nu_2} = \left[M_{sL} - \frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} - \left(\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_2 - 1) + k'_2 M_{rN} = \\ = \left\{ M_{sL} (2 - b'_3) - \left[\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} (2 - b'_3) \right] \frac{d\Omega}{dt} - k'_3 M_{rN} \right\} (b'_2 - 1) + k'_2 M_{rN} \end{aligned}$$

procedînd la fel ca în cazurile precedente și efectuînd anumite transformări bazate pe rel.(2.75), se poate aduce ecuația (2.86) la forma finală :

$$\begin{aligned}
 & -M + M_{rL} b'_{1f} b'_{2f} b'_{3f} - M_{RN} (k'_1 + k'_2 b'_{1f} + k'_3 b'_{1f} b'_{2f}) = \\
 & = \left(J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} b'_{1f} + \frac{J_2}{\nu_2^2} b'_{1f} b'_{2f} + \frac{J_3}{\nu_3^2} b'_{1f} b'_{2f} b'_{3f} \right) \frac{d\Omega}{dt} \quad (2.87)
 \end{aligned}$$

Aștfel se poate scrie :

$$M_r = M_{rL} b'_{1f} b'_{2f} b'_{3f} - M_{RN} (k'_1 + k'_2 b'_{1f} + k'_3 b'_{1f} b'_{2f}) \quad (2.88)$$

$$\text{și : } J_e = J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} b'_{1f} + \frac{J_2}{\nu_2^2} b'_{1f} b'_{2f} + \frac{J_3}{\nu_3^2} b'_{1f} b'_{2f} b'_{3f} \quad (2.89)$$

Cazul VII. Pentru acest caz ecuația (2.72) devine :

$$\begin{aligned}
 & -M + M_{rL} \left[-M_{sL} + \frac{\Delta M'_{s2}}{\nu_2} + \frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} - \left(\frac{J_1}{\nu_1^2} + \frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_1 - 1) + \\
 & + k'_1 M_{RN} + \left[-M_{sL} + \frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} - \left(\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_2 - 1) + k'_2 M_{RN} + \\
 & + \left[-M_{sL} - \frac{J_3}{\nu_3^2} \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_3 - 1) + k'_3 M_{RN} = - \left(J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} + \frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \quad (2.90)
 \end{aligned}$$

Ca și în cazul VI, $M_x / \nu_x < 0$ la oricare arbore al acționării. De aceea, prin transformări analoge cu cele efectuate în cazul VI, ecuația (2.90) obține forma finală :

$$\begin{aligned}
 & -M + M_{rL} b'_{1f} b'_{2f} b'_{3f} - M_{RN} (k'_1 + k'_2 b'_{1f} + k'_3 b'_{1f} b'_{2f}) = \\
 & = - \left(J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} b'_{1f} + \frac{J_2}{\nu_2^2} b'_{1f} b'_{2f} + \frac{J_3}{\nu_3^2} b'_{1f} b'_{2f} b'_{3f} \right) \frac{d\Omega}{dt} \quad (2.91)
 \end{aligned}$$

din care rezultă că în cazul VII mărimile M_r și J_e din ecuația mișcării se calculează cu aceleași formule (2.88), respectiv (2.89), ca și în cazul VI.

Dacă la demonstrațiile efectuate pentru cazurile VI și VII se consideră $d\Omega/dt = 0$, atunci rezultă că formula (2.88) este valabilă și în cazul V de funcționare staționară în regim de frână.

Cazul VIII. Pentru acest caz ecuația (2.72) devine :

$$\begin{aligned}
 & -M - M_{rL} \left[M_{sL} + \frac{\Delta M'_{s2}}{\nu_2} + \frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} - \left(\frac{J_1}{\nu_1^2} + \frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_1 - 1) + \\
 & + k'_1 M_{RN} + \left[M_{sL} + \frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} - \left(\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_2 - 1) + k'_2 M_{RN} + \\
 & + \left(M_{sL} - \frac{J_3}{\nu_3^2} \frac{d\Omega}{dt} \right) (b'_3 - 1) + k'_3 M_{RN} = - \left(J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} + \frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \quad (2.92)
 \end{aligned}$$

Ținând seamă de faptul că în situația considerată numai $M_3/\nu_3 > 0$, pe cînd $M_1/\nu_1 < 0$ și $M_2/\nu_2 < 0$, cu :

$$\frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} = \left(M_{sL} - \frac{J_3}{\nu_2^2} \frac{d\Omega}{dt} \right) (b'_3 - 1) + k'_3 M_{RN}$$

și :

$$\begin{aligned} \frac{\Delta M'_{s2}}{\nu_2} &= \left[-M_{sL} - \frac{\Delta M'_{s3}}{\nu_3} + \left(\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} \right) \frac{d\Omega}{dt} \right] (b'_2 - 1) + k'_2 M_{RN} = \\ &= \left[-M_{sL} b'_3 + \left(\frac{J_2}{\nu_2^2} + \frac{J_3}{\nu_3^2} b'_3 \right) \frac{d\Omega}{dt} - k'_3 M_{RN} \right] (b'_2 - 1) + k'_2 M_{RN}, \end{aligned}$$

se obține în final :

$$\begin{aligned} -M - M_{rL} b'_{1f} b'_{2f} b'_3 - M_{RN} (k'_1 + k'_2 b'_{1f} + k'_3 b'_{1f} b'_{2f}) = \\ = - \left(J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} b'_{1f} + \frac{J_2}{\nu_2^2} b'_{1f} b'_{2f} + \frac{J_3}{\nu_3^2} b'_{1f} b'_{2f} b'_3 \right) \frac{d\Omega}{dt} \end{aligned} \quad (2.93)$$

și deci :

$$M_r = -M_{rL} b'_{1f} b'_{2f} b'_3 - M_{RN} (k'_1 + k'_2 b'_{1f} + k'_3 b'_{1f} b'_{2f}) \quad (2.94)$$

și

$$J_e = J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} b'_{1f} + \frac{J_2}{\nu_2^2} b'_{1f} b'_{2f} + \frac{J_3}{\nu_3^2} b'_{1f} b'_{2f} b'_3 \quad (2.95)$$

Pentru situația : $M_1/\nu_1 < 0$, $M_2/\nu_2 > 0$ și $M_3/\nu_3 > 0$, în cazul VIII, rel.(2.94) și (2.95) devin :

$$M_r = -M_{rL} b'_{1f} b'_2 b'_3 - M_{RN} (k'_1 + k'_2 b'_{1f} + k'_3 b'_{1f} b'_2), \quad (2.94')$$

respectiv :

$$J_e = J_0 + \frac{J_1}{\nu_1^2} b'_{1f} + \frac{J_2}{\nu_2^2} b'_{1f} b'_2 + \frac{J_3}{\nu_3^2} b'_{1f} b'_2 b'_3 \quad (2.95')$$

2.3.3.3.3. Generalizarea formulelor de calcul. Pentru simplificarea scrierii formulelor se mai introduc următoarele notații :

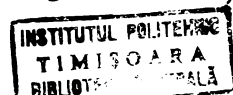
$$b_{x\mu} = b'_1 b'_2 \dots b'_\mu b'_{(\mu+1)f} b'_{(\mu+2)f} \dots b'_{xf} ; \quad (2.96)$$

$$b_{xf\varphi} = b'_{1f} b'_{2f} \dots b'_{\varphi f} b'_{\varphi+1} b'_{\varphi+2} \dots b'_x, \quad (2.97)$$

unde :

$x = 1, 2, \dots, n$, (T) este numărul de trepte considerate ale transmisiei; treapta T apare în cazul acționărilor care au și un element în mișcare de translație (v.fig.2.2a) ;

$\mu = 1, 2, \dots, n$, (T) este numărul de trepte ale transmisiei, începînd cu treapta 1, prin care, la funcționarea în regim de motor, puterea se transmite în sensul $MA \rightarrow ML$;



$\varphi = 1, 2, \dots, n$, (T) este numărul de trepte ale transmisiei, începând cu treapta I, prin care, la funcționarea în regim de frână, puterea se transmite în sensul $ML \rightarrow MA$;

$$\Pi_{\mu} = M_{RN} \sum_{x=1}^{n(T)} k'_x b_{(x-1)\mu} \quad ; \quad (2.98)$$

$$\Pi_{f\varphi} = M_{RN} \sum_{x=1}^{n(T)} k'_x b_{(x-1)f\varphi} \quad - \quad (2.99)$$

Toate mărimile exprimate prin rel.(2.96),... (2.99) reprezintă constante ale transmisiei.

Cu notațiile de mai sus se obțin următoarele formule generale de recurență pentru calculul mărimilor M_r și J_e din ecuația mișcării :

- la funcționarea MA în regim de motor :

$$M_r = \mp M_{rL} b_{n\mu} - \Pi_{\mu} \quad ; \quad (2.100)$$

$$J_e = \sum_{x=0}^n \frac{J_x}{\gamma_x^2} b_{x\mu} \quad , \quad (2.101)$$

cu precizarea, că : $\gamma_0 = 1$ și $b_{0\mu} = 1$; pentru cuplul M_{rL} se adoptă semnul (-) în perioadele de funcționare corespunzătoare cazurilor I, II și III și semnul (+) în perioadele de funcționare care se încadrează în cazul IV (v.tab.2.3) ;

- la funcționarea MA în regim de frână :

$$M_r = \pm M_{rL} b_{nf\varphi} - \Pi_{f\varphi} \quad ; \quad (2.102)$$

$$J_e = \sum_{x=0}^n \frac{J_x}{\gamma_x^2} b_{xf\varphi} \quad , \quad (2.103)$$

cu precizarea că pentru cuplul M_{rL} se adoptă semnul (+) în perioadele de funcționare corespunzătoare cazurilor V, VI și VII și semnul (-) în perioadele de funcționare care se încadrează în cazul VIII (v.tab.2.3).

În cazul acționărilor cu un element de masă m în mișcare de translație cu viteza v , asupra căruia acționează o forță statică F_L , se scrie :

- la funcționarea MA în regim de motor :

$$M_r = \mp F_L \frac{v}{\Omega} b_{T\mu} - \Pi_{\mu} \quad ; \quad (2.104)$$

$$J_e = \sum_{x=0}^n \frac{J_x}{\gamma_x^2} b_{x\mu} + m \left(\frac{v}{\Omega} \right)^2 b_{T\mu} \quad ; \quad (2.105)$$

- la funcționarea MA în regim de frână :

$$M_T = \pm F_L \frac{v}{\Omega} b_{Tf\varphi} - \Pi_{f\varphi} \quad ; \quad (2.106)$$

$$J_e = \sum_{x=0}^n \frac{J_x}{\gamma_x^2} b_{xf\varphi} + m \left(\frac{v}{\Omega} \right)^2 b_{Tf\varphi} \quad (2.107)$$

Cu ajutorul formulelor (2.100) și (2.102), respectiv (2.104) și (2.106) se obține cuplul static raportat, M_T , atât ca valoare, cât și ca semn necesar în ecuația mișcării. Prin aplicarea convenției de la pct.2.1 se asigură scrierea corectă a acestor formule din punctul de vedere al semnelor. Deoarece prin cuplurile de tipul Π se evidențiază într-o anumită măsură pierderile prin frecare în transmisie, semnul acestor cupluri va fi totdeauna invers semnelui vitezei unghiulare Ω .

În formulele prezentate mai sus semnele cuplurilor sînt valabile pentru $\Omega > 0$. Dacă $\Omega < 0$, atunci conform convenției se inversează semnele tuturor cuplurilor și astfel formulele scrise rămîn valabile.

2.3.3.3.4. Nomogramă pentru $b'_x, b'_{xf} = f_{1,2} (\eta'_{xN}, k'_x)$.

Pentru a ușura determinarea constantelor transmisiei b'_x și b'_{xf} s-a conceput nomograma reprezentată în fig.2.6.

Modul de aplicare a nomogramei, care este o nomogramă cu drepte ajutătoare (Δ) paralele, este ilustrat printr-un exemplu. Schematic, ordinea operațiilor este următoarea :

- se stabilește poziția dreptei ajutătoare Δ' prin punctele marcate de valorile mărimilor k'_x și η'_{xN} ;
- se trasează dreapta ajutătoare Δ'' prin punctul pivot p , paralelă cu dreapta ajutătoare Δ' ;
- la intersecția dreptei ajutătoare Δ'' cu scara mărimilor b'_x și b'_{xf} se citesc valorile căutate.

Printr-o singură operație se pot determina simultan valorile ambelor mărimi b'_x și b'_{xf} , deoarece scările lor grafice sînt suprapuse. Dacă se cunoaște una din valorile b'_x sau b'_{xf} , atunci cealaltă valoare poate fi citită direct de pe scara grafică comună.

Nomogramă pentru :

$$b'_x = \frac{1}{\eta'_{xN}} - k'_x$$

$$b'_{xf} = 2 - b'_x = 2 - \frac{1}{\eta'_{xN}} + k'_x$$

Exemplu de aplicare :

Date inițiale: $k'_x = 0,05$; $\eta'_{xN} = 0,9$

Rezultă: $b'_x = 1,061$ și $b'_{xf} = 0,939$

Condiția: $\Delta'' \parallel \Delta'$ prin punctul p

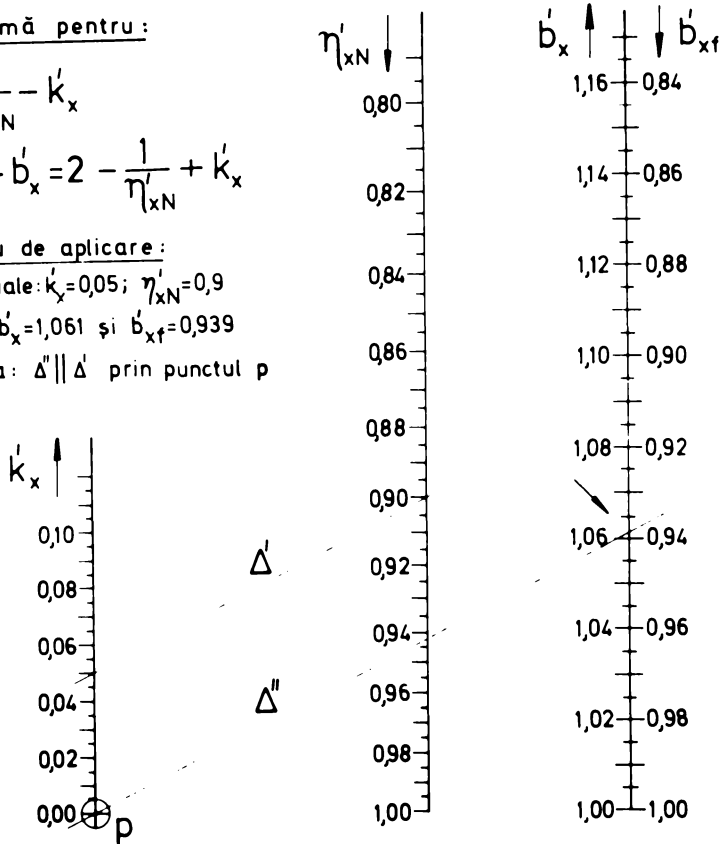


Fig. 2.6

2.3.3.3.5. Caracterizarea metodei B.

- Nu trebuie să se cunoască $d\Omega/dt$ și de aceea se poate aplica și la studiul fenomenelor tranzitorii cu ajutorul ecuației mișcării

- În locul randamentelor variabile cu puterea transmisă, în expresiile mărimilor M_T și J_e apar constante ale transmisiei, care nu-și schimbă valoarea la variația încărcării M_L sau F_L și a accelerației sau decelerației $d\Omega/dt$. De aceea metoda B este mai simplă decât metoda de calcul cf. literaturii, atât la funcționarea nestaționară, cât și la funcționarea staționară.

- Se poate calcula valoarea cuplului M_T și în cazurile caracterizate prin $M_L = 0$, sau $F_L = 0$.

- Formulele de calcul ale mărimilor M_T și J_e diferă în funcție de sensul de transmitere a puterii, respectiv în funcție de regimul de funcționare : motor sau frână, dar la aplicarea lor nu trebuie să se țină seamă de felul mișcării : accelerată sau dece-

lerată. Semnele cuplurilor din formulele de calcul rezultă în funcție de sensul în care acționează M_L sau F_L și în funcție de semnul vitezei unghiulare Ω .

- Cu excepția cazurilor IV și VIII, valoarea lui J_e calculată pentru un anumit regim de funcționare, este independentă de valoarea încărcării și a accelerației. De aceea, ecuația mișcării poate fi scrisă corect sub forma (1.14). $J_e = \text{const.}$ constituie un avantaj important al metodei B față de metoda cf. literaturii. Dar, valoarea lui J_e calculată cu ajutorul rel.(2.101) sau (2.103), respectiv (2.105) sau (2.107), nu poate fi folosită pentru determinarea energiei cinetice a acționării.

- La aplicarea formulelor (2.96),...(2.107) trebuie să se cunoască μ sau φ . Se precizează că $\mu = n(T)$ în cazurile I, II și III, iar $\varphi = n(T)$ în cazurile V, VI și VII. În cazurile IV și VIII, $\mu < n(T)$, respectiv $\varphi < n(T)$. Pentru a putea stabili numărul de trepte μ sau φ , adică sensul de transmitere a puterii prin treptele transmisiei, în cazurile IV și VIII trebuie să se cunoască $d\Omega/dt$ (v.pct.2.3.2.2). De aceea, în aceste cazuri, formulele (2.96),...(2.107), au o valoare practică numai în cadrul unui calcul automatizat, la modelarea ecuației mișcării pe un calculator electronic. În legătură cu această problemă se poate face observația că perioadele de funcționare care se încadrează în cazurile IV și VIII sînt de cele mai multe ori neglijabile în raport cu perioadele de funcționare corespunzătoare cazurilor I, II, III, V, VI și VII.

2.3.4. Concluzii.

- În cadrul unor calcule pretențioase din punctul de vedere al exactității rezultatului, raportarea la arborele MA a cuplurilor și a momentelor de inerție, respectiv a forțelor și a maselor, trebuie să se facă cu luarea în considerare a pierderilor care au loc în transmisia dintre MA și ML. De precizia cu care se determină valoarea mărimilor M_L și J_e depinde, în cele din urmă, exactitatea diagramelor de funcționare calculate cu ajutorul ecuației mișcării.

- Din cauza lipsei de date suficiente și a complexității problemei, din multitudinea de factori care influențează valoarea pierderilor în transmisie, în practica de proiectare a AE se poate ține seamă numai de influența puterii transmise.

- Efectuarea calculului după indicațiile din literatura de specialitate prezintă o serie de dezavantaje rezultate din faptul că în expresiile ambelor mărimi, M_L și J_e , apar randamentele variabile, parțiale și totale, ale transmisiei (v.pct.2.3.1). Din-

tre aceste dezavantaje cele mai importante sînt :

a) valoarea randamentelor transmisiei trebuie să se determine în funcție de valoarea și sensul puterii totale transmise prin fiecare element al transmisiei, pentru fiecare situație de funcționare și de încărcare distinctă, motiv pentru care un calcul pretențios este foarte laborios (v.pct.2.3.2) ;

b) variația randamentelor transmisiei în timpul fenomenelor tranzitorii determină $J_e \neq \text{const.}$ totdeauna, motiv pentru care ecuația mișcării nu poate fi scrisă niciodată corect sub forma simplă (1.14).

Un alt dezavantaj al metodei cf. literaturii constă în faptul că nu permite calculul cuplului M_T în cazurile caracterizate prin $M_L = 0$, sau $F_L = 0$.

- Prin metodele de calcul propuse de autor se înlătură variația randamentelor transmisiei din expresiile mărimilor M_T și J_e , deci și dezavantajele rezultate din această variație. În locul randamentelor variabile cu puterea transmisă apar constante ale transmisiei, care nu-și schimbă valoarea la variația încărcării și a accelerației (v.pct.2.3.3.2 și 2.3.3.3). Ambele metode de calcul elaborate de autor permit determinarea valorilor cuplului M_T și în cazurile caracterizate prin $M_L = 0$, sau $F_L = 0$.

- Determinarea cât mai exactă a valorilor mărimilor M_T și J_e din ecuația mișcării se impune în toate cazurile în care MEA este solicitată la limită din punct de vedere al încălzirii. În astfel de cazuri, precum și în cazul AE cu o pondere mare a perioadelor de funcționare cu $M_L = 0$, sau $F_L = 0$, este justificată aplicarea metodelor de calcul elaborate de autor și prezentate în capitolul de față.

2.4. Aprecierca contribuțiilor originale.

Contribuțiile originale aduse de autor în cadrul cap.2 pot fi rezumate în felul arătat în continuare.

- Enunțarea unei convenții generale pentru stabilirea semnului cuplurilor și forțelor care acționează în instalația de acționare și intervin în ecuația mișcării și în celelalte relații folosite la calculul AE, în funcție de sensul lor real de acțiune în raport cu sensul mișcării și fiind seamă de semnul atribuit vitezei

- Enunțarea unei convenții generale pentru stabilirea semnului puterilor mecanice ale acționării în funcție de sensul de transmitere a acestora în raport cu MSA și în concordanță cu convenția generală privind semnul cuplurilor și forțelor.

- Evidențierea metodelor posibile de aplicare a ecuației miș-

cării, după cum se cunosc cupluri electromagnetice sau cupluri la arbore, studiul comparativ al acestor metode și al diagramelor de sarcină calculate prin aplicarea lor și precizarea condiției recomandate în fiecare caz la verificarea MSA prin metoda cuplului echivalent. Această contribuție a fost stabilită în cadrul unei lucrări elaborate în colaborare cu profesor dr.ing. Seracin Eugen [138].

- Precizarea modului în care la raportarea la arborele MSA a cuplurilor și momentelor de inerție, respectiv a forțelor și mase-
lor, în cadrul unor calcule pretențioase din punctul de vedere al exactității rezultatului trebuie să se țină seamă de pierderile în transmisie în funcție de valoarea și semnul puterii totale transmise prin diferitele trepte ale transmisiei /^{și} în funcție de felul regimului : staționar sau nestaționar.

- Analiza situațiilor de funcționare și de încărcare posibile la o AE (tab.2.2), selectarea cazurilor distincte din punctul de vedere al valorii și semnului componentelor puterii totale dezvoltate la arborele MSA (tab.2.3) și stabilirea formulelor generale de recurență pentru calculul puterii totale transmise prin diferitele trepte ale transmisiei.

- Intocmirea unei nomograme pentru determinarea operativă a valorilor randamentelor reductoarelor cu roți dințate în funcție de parametrii nominali și de încărcarea acestora.

- Evidențierea dezavantajelor metodei indicate în literatură pentru calculul mărimilor M_p și J_e din ecuația mișcării și elaborarea a două metode noi de calcul, prin care se evită dezavantajele metodei cf. literaturii și care se pot aplica după cum inițial se cunosc sau nu se cunosc accelerațiile și decelerațiile $d\Omega/dt$.

3. CONTRIBUTII LA STUDIUL IPOTEZELOR TEORIEI CLASICE A INCALZIRII SI RACIRII MASINILOR ELECTRICE.

3.1. Introducere. Prin admiterea ipotezelor simplificatoare ale TC (v.pct.1.8), rezultatele calculelor de alegere a puterii și de verificare la încălzire a MEA sînt afectate de erori. Fără un studiu aprofundat se poate face doar aprecierea generală că valoarea și semnul acestor erori depind de tipul funcțional, constructiv și de protecție, de sistemul de ventilație și de caracteristicile serviciului MEA.

Interesant pentru proiectanții și cercetătorii de AE este răspunsul la întrebarea, dacă rezultatele calculelor "convenționale" sînt acoperitoare sau defavorabile din punctul de vedere al solicitării termice a MEA și în ce măsură.

Avînd în vedere răspîndirea largă și utilitatea practică a metodelor de calcul bazate pe TC, se impune justificat necesitatea unui studiu în sensul arătat mai sus, atît pentru regimurile termice tranzitorii (de încălzire și de răcire), cît și pentru regimurile termice staționare.

În principiu, la funcționarea MEA într-un serviciu cu sarcină variabilă, respectiv într-un regim termic tranzitoriu, formulele TC conduc la un rezultat defavorabil din punctul de vedere al solicitării termice a MEA dacă există situația : $d\vartheta/dt < d\vartheta_{real}/dt$, indiferent dacă procesul este de încălzire ($d\vartheta/dt > 0$) sau de răcire ($d\vartheta/dt < 0$). Cu alte cuvinte, rezultatul calculelor clasice este defavorabil dacă supratemperatura medie reală a înfășurărilor crește mai repede la încălzire și scade mai încet la răcire decît cf.TC.

Rezultatul calculelor efectuate cf.TC pentru regimul termic staționar este defavorabil dacă $\vartheta_{\infty} < \vartheta_{real\infty}$.

În cadrul studiului abordat este utilă și o comparare a valorilor A cu A_{real} și T cu T_{real} .

O confruntare a situației reale cu cea convențională creată prin admiterea ipotezelor simplificatoare enunțate la pct.1.8.2 oferă imaginea prezentată în continuare.

3.2. Influența ipotezelor : 1) corp omogen, 2) $\lambda = \infty$ și 6 c) $C = const.$

3.2.1. Considerații generale. Din punctul de vedere constructiv și al pierderilor specifice de volum o MEA este departe de a fi un corp omogen (v. și pct.1.7). Acest fapt are consecințe

asupra fenomenelor termice din MEA numai datorită valorii finite a conductibilității termice a părților componente. De aceea influențele ipotezelor 1) și 2) trebuie analizate împreună.

Prin ipotezele 1) și 2), TC nu ține seamă de faptul că, în realitate, condițiile de încălzire și de răcire a diferitelor părți componente ale MEA sînt diferite, supratermatura depinzînd de locul din mașină unde au loc pierderile. În interiorul MEA există zone unde temperatura este mai mare decît cea medie luată în considerare prin TC. Poziția acestor zone și valoarea temperaturii lor în raport cu cea medie variază, depinzînd de serviciul MEA. Deci variază și sensul și valoarea fluxurilor de căldură între diferitele părți componente din interiorul MEA și chiar în interiorul unei anumite părți.

Încălzirea MEA este limitată în primul rînd de izolația înfășurărilor. De aceea, sarcina admisibilă din punctul de vedere al încălzirii depinde în mare măsură de ponderea pierderilor sub formă de căldură în diferitele părți componente ale mașinii și în special în părțile active cele mai importante, cum sînt înfășurările și miezurile magnetice. Față de pierderile în fier, pierderile în conductor înfășurărilor influențează cu atît mai nefavorabil solicitarea termică a izolației, cu cît ponderea lor este mai mare, respectiv cu cît sarcina este mai mare. Deoarece $\lambda \neq \infty$, la sarcini mari înfășurările se încălzesc relativ mai mult decît restul părților componente.

Căderea de temperatură care apare în interiorul MEA, de-a lungul fluxului termic, între locul de producere și suprafața de cedare a căldurii către mediul înconjurător (de răcire), este cu atît mai mare, cu cît fluxul de căldură este mai mare și conductibilitatea termică λ este mai mică [1,4,20,48,63,65,82,108,113,116,127,154,156].

Cîmpul de repartiție a temperaturii în interiorul MEA mai este influențat de faptul că λ diferă de la un punct la altul, depinde de direcția de transmitere a fluxului de căldură [1,31,46,54,56,108,169] și variază în funcție de temperatură [63,65,103]. În legătură cu ultima influență se reține observația că la creșterea temperaturii micșorarea conductibilității termice a metalelor este compensată într-o oarecare măsură de creșterea conductibilității termice a materialelor izolatoare și în special a celor stratificate

Avînd în vedere căderea de temperatură care apare datorită lui $\lambda \neq \infty$ în interiorul MEA reale, pentru ca \bar{t} din formulele te-

oriei clasice să poată reprezenta supratemperatura medie a înfășurărilor de sarcină, este necesar ca pentru capacitatea de transmitere a căldurii, A , din relațiile (1.29),... (1.31) să se folosească o valoare globală medie și echivalentă, A_e , mai mică decât cea reală A_g de la suprafața în contact cu mediul de răcire [5,63,167]. Valoarea convențională A_e , prin care se evidențiază influența rezistențelor termice din interiorul MEA [1,108,126], trebuie determinată pe cale experimentală [63,116], de exemplu sub forma :

$$A_e = p/\mathcal{J}_\infty, \quad (3.1)$$

oa și cum nu ar exista $\lambda \neq \infty$. Dar, valoarea lui A_e astfel determinată este valabilă riguros numai pentru o anumită sarcină, pentru condiții de răcire invariabile și pentru regimul termic staționar ($d\mathcal{J} = 0$), deoarece ea nu poate evidenția modificarea cîmpului de repartiție a temperaturii din interiorul MEA în regimul termic tranzitoriu, în funcție de sarcină și de condițiile de ventilație [1,12,82,90,154].

Deosebirea dintre diagrama de încălzire reală și cea calculată este determinată parțial și de influența pe care o are $\lambda \neq \infty$ asupra fenomenului $T \neq \text{const.}$ prin intermediul capacității termice C . Explicația este următoarea : cf. relației de definiție (1.30), T este cu atât mai mare, cu cât C este mai mare, iar acesta din urmă este cu atât mai mare, cu cât este mai mare masa m care, la un moment dat, participă la procesul termic. De aceea valoarea mărimii T depinde de regimul de încălzire al MEA [149]. Cu cât variația relativă a sarcinii este mai mare, cu atât se manifestă mai pronunțat întîrzierca cu care izolația și fierul urmăresc temperatura cuprului înfășurării [102,116,148,172]. Valoarea mărimii T se află în realitate între două limite [71] :

- o valoare minimă, determinată numai de cantitatea de cupru a înfășurării, în cazul unor suprasarcini mari de scurtă durată, cînd căldura nu are timp să fie transmisă în fier ;
- o valoare maximă, determinată de întreaga masă a mașinii, în cazul unor sarcini mici de lungă durată, cînd căldura este transmisă în toate părțile componente ale acesteia.

Aceasta este influența ipotezei 6c).

Abaterea curbelor de încălzire și de răcire reale de la o exponențială se explică și prin influența reciprocă a părților active ale MEA [86,101] (v. și pct.3.2.2).

Experiența arată [102,103,116] că numai la începutul apli-

cării sarcinii, cuprul înfășurării se încălzește sensibil mai repede decât fierul. De aceea, în cazurile în care interesează numai a-lura părții superioare a curbei de încălzire, în domeniul supratemperaturilor $\vartheta > 0,6\vartheta_{\infty}$ [102], mărimile A_e și C se pot considera practic constante [81,82,116]. Bazat pe această observație se poate determina A_e sub forma relației (3.1), în care ϑ_{∞} se determină dintr-o curbă de încălzire experimentală.

3.2.2. O analiză comparativă.

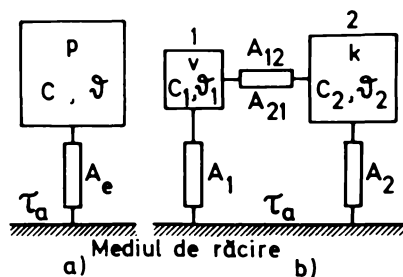
3.2.2.1. Pregătirea instrumentului matematic.

În cele ce urmează se compară curbele de încălzire și de răcire exponențiale, cf. TC, cu cele considerate convențional "reale",*) corespunzătoare cazului cel mai simplu al reprezentării MEA printr-un sistem de numai două corpuri omogene, cf. schemei termice echivalente din fig.3.1.b. În această figură prin A_{12} , A_1 și A_2 s-au

Fig.3.1.

Schemele termice echivalente ale MEA:

a)- cf. TC; b)- considerate alcătuite din două corpuri omogene: 1 - înfășurările de sarcină, cu capacitatea termică C_1 , în care au loc pierderile v și care se află la supratemperatura ϑ_1 ; 2 - celelalte părți componente (fierul), cu capacitatea termică C_2 , în care au loc pierderile k și care se află la supratemperatura ϑ_2 .



notat capacitățile de transmitere a căldurii între corpul 1 și corpul 2, între corpul 1 și mediul de răcire, respectiv între corpul 2 și mediul de răcire.

În legătură cu pierderile p , v și k se rețin observațiile prezentate la pct.1.9.

Ecuatiile diferențiale care descriu prin soluțiile lor fenomenele termice din MEA sînt :

- în cazul reprezentării MEA prin schema din fig.3.1.a.

$$C \frac{d\vartheta}{dt} + A_e \vartheta = p = k + v \quad (3.2)$$

- în cazul reprezentării MEA prin schema din fig.3.1.b [108]:

$$C_1 \frac{d\vartheta_1}{dt} + A_1 \vartheta_1 + A_{12} (\vartheta_1 - \vartheta_2) = v ; \quad (3.3)$$

*) În realitate fenomenele termice din MEA sînt mult mai complexe decât cele evidențiate prin schema simplificată din fig.3.1.b.

$$C_2 \frac{d\vartheta_2}{dt} + A_2 \vartheta_2 + A_{21} (\vartheta_2 - \vartheta_1) = k \quad (3.4)$$

În cadrul analizei propuse se compară curbele $\vartheta(t)$ cu $\vartheta_1(t)$ prin intermediul pantelor $d\vartheta/dt$ și $d\vartheta_1/dt$ la aceeași valoare a supratemperaturii, adică la $\vartheta = \vartheta_1$, și la aceeași valoare constantă a pierderilor totale, adică la $p = \text{const.}$ De asemenea se compară valorile supratemperaturilor staționare ϑ_∞ cu $\vartheta_{1\infty}$, corespunzătoare la aceeași valoare p .

În acest scop se scrie ecuația (3.3) sub forma :

$$C_1 \frac{d\vartheta_1}{dt} + A_{1e} \vartheta_1 = v, \quad (3.5)$$

unde pentru A_{1e} s-a admis expresia :

$$A_{1e} = A_1 + A_{12} (1 - \vartheta_2 / \vartheta_1) = f(\vartheta_2 / \vartheta_1) \neq \text{const.}, \quad (3.6)$$

și apoi, pe baza relațiilor (3.2) și (3.5), se exprimă rapoartele :

$$\frac{d\vartheta/dt}{d\vartheta_1/dt} = \frac{C_1}{C} \frac{k + v - A_e \vartheta}{v - A_{1e} \vartheta_1}; \quad (3.7)$$

$$\frac{\vartheta_\infty}{\vartheta_{1\infty}} = \frac{A_{1e\infty}}{A_e} \frac{k + v}{v} \quad (3.8)$$

Pentru transformarea în continuare a expresiilor (3.7) și (3.8) se face observația că valoarea lui A_e , determinată sub forma relației (3.1), poate fi cunoscută practic numai pentru condițiile regimului nominal (indicele N). De aceea trebuie operată înlocuirea :

$$A_e \rightarrow A_{eN} = A_N = P_N / \vartheta_{\infty N} = (k + v_N) / \vartheta_{\infty N} \quad (3.9)$$

Scriind relația (3.6) pentru regimul termic staționar se obține :

$$A_{1e\infty} = A_1 + A_{12} (1 - \vartheta_{2\infty} / \vartheta_{1\infty}), \quad (3.10)$$

în care, pentru o interpretare mai ușoară a relației (3.8), se exprimă raportul $\vartheta_{2\infty} / \vartheta_{1\infty}$ în funcție de alte mărimi, accesibile direct. În acest scop se explicitază mărimile $\vartheta_{1\infty}$ și $\vartheta_{2\infty}$ din sistemul de ecuații (3.3) și (3.4) scrise pentru regimul staționar. Astfel, operînd transformările oferite de relațiile (1.36) și (1.37) și notînd :

$$a = \frac{A_1 + A_{12}}{A_{12}}; \quad (3.11), \quad b = \frac{A_2 + A_{12}}{A_{12}}, \quad (3.12)$$

se obține expresia :

$$\frac{\mathcal{J}_{2\infty}}{\mathcal{J}_{1\infty}} = \frac{a\kappa + (I/I_N)^2}{\kappa + b(I/I_N)^2} = f_1\left(\frac{I}{I_N}\right) \quad (3.13)$$

Mărimea b poate fi determinată din relația (3.13) scrisă pentru condițiile regimului nominal, obținându-se :

$$b = \frac{\kappa(a - \mathcal{J}_{2\infty N}/\mathcal{J}_{1\infty N}) + 1}{\mathcal{J}_{2\infty N}/\mathcal{J}_{1\infty N}} \quad (3.14)$$

Pentru definitivarea expresiei mărimilor A_{1e} și $A_{1e\infty}$, pe baza relațiilor (3.6) și (3.5) scrise pentru condițiile regimului nominal staționar se deduce expresia mărimii A_{12} sub forma :

$$A_{12} = \frac{A_{1e\infty N}}{a - \mathcal{J}_{2\infty N}/\mathcal{J}_{1\infty N}} = \frac{v_N}{a - \mathcal{J}_{2\infty N}/\mathcal{J}_{1\infty N}} \frac{1}{\mathcal{J}_{1\infty N}} \quad (3.15)$$

În măsura în care schema din fig.3.1.b evidențiază situația reală este îndeplinită condiția :

$$\mathcal{J}_{1\infty N} = \mathcal{J}_{\infty N} \quad (3.16)$$

Cu aceste precizări se pot aduce relațiile (3.7) și (3.8) la forma :

$$\frac{d\mathcal{J}/dt}{d\mathcal{J}_1/dt} = \frac{c_1}{c} \frac{\kappa + (I/I_N)^2 - (\kappa+1) \mathcal{J}_1/\mathcal{J}_{\infty N}}{\left(\frac{I}{I_N}\right)^2 - \frac{a - \mathcal{J}_2/\mathcal{J}_1}{a - \mathcal{J}_{2\infty N}/\mathcal{J}_{1\infty N}} \frac{\mathcal{J}_1}{\mathcal{J}_{\infty N}}} = f\left(\frac{I}{I_N}, \frac{\mathcal{J}_1}{\mathcal{J}_{\infty N}}, \frac{\mathcal{J}_2}{\mathcal{J}_1}\right); \quad (3.17)$$

$$\frac{\mathcal{J}_{\infty}}{\mathcal{J}_{1\infty}} = \frac{\kappa + (I/I_N)^2}{\kappa + b(I/I_N)^2} \frac{ab - 1}{(\kappa + 1)(a - \mathcal{J}_{2\infty N}/\mathcal{J}_{1\infty N})} = f_2\left(\frac{I}{I_N}\right) \quad (3.18)$$

Pentru alte interpretări se mai exprimă supratemperaturile staționare relative :

$$\frac{\mathcal{J}_{\infty}}{\mathcal{J}_{\infty N}} = \frac{k+v}{k+v_N} = \frac{\kappa + (I/I_N)^2}{\kappa + 1} = f_3\left(\frac{I}{I_N}\right) \quad (3.19)$$

și

$$\frac{\mathcal{J}_{1\infty}}{\mathcal{J}_{\infty N}} = \left[\kappa + b\left(\frac{I}{I_N}\right)^2 \right] \frac{a - \mathcal{J}_{2\infty N}/\mathcal{J}_{1\infty N}}{ab - 1} = f_4\left(\frac{I}{I_N}\right), \quad (3.20)$$

deduse pe baza relațiilor (3.2), (1.36) și (1.37), respectiv (3.5), (3.10), (3.11) și (3.13).

Tabelul 3.1. Sinteza rezultatelor comparării curbelor $\vartheta(t)$ cu curbele $\vartheta_1(t)$

Definirea regimului termic				Caracterizarea situației considerate	Formulele TC conduc la un rezultat:		
Regimul	Sarcina relativă I/I_N		Felul procesului termic conform:				
			TC	situației „reale”			
transitoriu	$> I_s/I_N$	$> (I_s/I_N)_1$	încălzire	încălzire	$d\vartheta/dt > d\vartheta_1/dt > 0$	acoperitor	
					$d\vartheta/dt = d\vartheta_1/dt > 0$	egal cu cel real (situație de moment)	
					$0 < d\vartheta/dt < d\vartheta_1/dt$	defavorabil	
	$> I_s/I_N$	$= (I_s/I_N)_1$	încălzire	staționar	$d\vartheta/dt > d\vartheta_1/dt = 0$	acoperitor	
						$> I_s/I_N$	$< (I_s/I_N)_1$
	$= I_s/I_N$	$< (I_s/I_N)_1$	staționar	răcire	$d\vartheta/dt = 0 > d\vartheta_1/dt$	acoperitor	
						$< I_s/I_N$	$< (I_s/I_N)_1$
	$< I_s/I_N$	$< (I_s/I_N)_1$	răcire	răcire	$0 > d\vartheta/dt = d\vartheta_1/dt$	egal cu cel real (situație de moment)	
						$d\vartheta/dt < d\vartheta_1/dt < 0$	defavorabil
						$< I_s/I_N$	$= (I_s/I_N)_1$
$< I_s/I_N$	$> (I_s/I_N)_1$	răcire	încălzire	$d\vartheta/dt < 0 < d\vartheta_1/dt$	defavorabil		
$= I_s/I_N$	$> (I_s/I_N)_1$	staționar	încălzire	$d\vartheta/dt = 0 < d\vartheta_1/dt$	defavorabil		
staționar	X	X	staționar	staționar	$I > I_N ; \vartheta_\infty < \vartheta_{1\infty}$	defavorabil	
					$I = I_N ; \vartheta_\infty = \vartheta_{1\infty}$	egal cu cel real	
					$I < I_N ; \vartheta_\infty > \vartheta_{1\infty}$	acoperitor	

3.2.2.2. Interpretarea rezultatelor.

- In expresia (3.17) sînt evidențiate următoarele influențe :

- sarcina la care funcționează MEA, prin I/I_N ;
- supratemperatura la care a ajuns MEA în momentul considerat, prin $\vartheta_1/\vartheta_{\infty N}$;
- regimul termic anterior momentului considerat, prin ϑ_2/ϑ_1 .

Valoarea sarcinii influențează ponderea pierderilor în diferitele părți din mașină și, prin aceasta, valoarea raportului ϑ_2/ϑ_1 .

- In funcție de valoarea mărimilor I/I_N , $\vartheta_1/\vartheta_{\infty N}$ și ϑ_2/ϑ_1 rezultatul calculelor clasice pentru regimul termic tranzitoriu poate fi : acoperitor ($d\vartheta/dt > d\vartheta_1/dt$), egal cu cel real ($d\vartheta/dt = d\vartheta_1/dt$) sau defavorabil ($d\vartheta/dt < d\vartheta_1/dt$) (v.și tab. 3.1 și fig.3.2).

Notînd cu ϑ_1' valoarea supratemperaturii la care, pentru anumite valori I/I_N și ϑ_2/ϑ_1 date, se obține $d\vartheta/dt = d\vartheta_1/dt$ și impunînd condiția $\frac{d\vartheta/dt}{d\vartheta_1/dt} = 1$ în relația (3.17), se deduce :

$$\frac{\vartheta_1'}{\vartheta_{\infty N}} = \frac{(I/I_N)^2(1 - C_1/C) - \kappa C_1/C}{a - \vartheta_2/\vartheta_1 - \frac{C_1}{C}} = f\left(\frac{I}{I_N}, \frac{\vartheta_2}{\vartheta_1}\right) \quad (3.21)$$

$$\frac{C_1}{C} = \frac{a - \vartheta_2/\vartheta_1}{a - \vartheta_{2\infty N}/\vartheta_{1\infty N}} - (\kappa + 1) \frac{C_1}{C}$$

Valoarea raportului ϑ_2/ϑ_1 la care rezultă $\vartheta_1'/\vartheta_{\infty N} = 1$, prin anularea numitorului expresiei (3.21), este :

$$\left(\frac{\vartheta_2}{\vartheta_1}\right)_{cr.} = a - (a - \vartheta_{2\infty N}/\vartheta_{1\infty N})(\kappa + 1) \frac{C_1}{C} \quad (3.22)$$

Numărătorul expresiei (3.21) se anulează la o sarcină relativă :

$$\left(\frac{I}{I_N}\right)_{cr.} = \sqrt{\kappa C_1/C_2} \quad (3.23)$$

Această situație este exemplificată prin fig.3.2.

- Valoarea sarcinii la care procesul termic descris prin formulele T.C. are un anumit caracter (de încălzire, staționar sau de răcire) diferă în anumite condiții de valoarea sarcinii la care procesul termic "real" are același caracter. Pe baza relațiilor (3.19) și (3.20), respectiv (3.17), se deduce că procesul termic devine staționar dacă la o anumită supratemperatură, $\vartheta \rightarrow \vartheta_{\infty}$, $\vartheta_1 \rightarrow \vartheta_{1\infty}$ și $\vartheta_2 \rightarrow \vartheta_{2\infty}$, sarcina relativă ia valoarea :

$$\frac{I_s}{I_N} = \sqrt{(\kappa + 1) \vartheta / \vartheta_{\infty N} - \kappa} \quad , \quad (3.24)$$

în cazul reprezentării MEA prin schema din fig.3.1.a, respectiv :

$$\left(\frac{I_s}{I_N} \right)_1 = \sqrt{\frac{1}{b} \left(\frac{ab - 1}{a - \vartheta_{2\infty N} / \vartheta_{1\infty N}} \frac{\vartheta_1}{\vartheta_{\infty N}} - \kappa \right)} \neq \frac{I_s}{I_N} \quad , \quad (3.25)$$

în cazul reprezentării MEA prin schema din fig.3.1.b.

Procesul termic descris este de încălzire sau de răcire, după cum valoarea sarcinii relative este mai mare sau mai mică decât cea dată de formulele (3.24) și (3.25) (v. și fig.3.4).

- În funcție de valoarea sarcinii (I/I_N) rezultatul calculelor clasice pentru regimul termic staționar poate fi : acoperitor ($\vartheta_{\infty} > \vartheta_{1\infty}$), egal cu cel real ($\vartheta_{\infty N} = \vartheta_{1\infty N}$, la $I = I_N$) sau defavorabil ($\vartheta_{\infty} < \vartheta_{1\infty}$) (v. și tab.3.1 și fig.3.3 și 3.4).

- Valoarea maximă a raportului $\vartheta_2 / \vartheta_1$ din relațiile (3.17) și (3.21) rezultă la mersul în gol ideal ($I = 0$, $v = 0$), cu MEA ajunsă în regimul termic staționar ($d\vartheta_1/dt = 0$), când conform ecuației (3.3) : $A_1 \vartheta_{1\infty 0} + A_{12}(\vartheta_{1\infty 0} - \vartheta_{2\infty 0}) = 0$, de unde :

$$\left(\vartheta_2 / \vartheta_1 \right)_{\max} = \vartheta_{2\infty 0} / \vartheta_{1\infty 0} = (A_1 + A_{12}) / A_{12} = a \quad (3.26)$$

Același rezultat se obține și din relația (3.13).

- Într-un regim staționar de mers în gol ideal rezultă :

$$\vartheta_{\infty 0} / \vartheta_{\infty N} = \kappa / (\kappa + 1), \quad (3.27)$$

la admiterea ipotezelor TC, respectiv :

$$\frac{\vartheta_{1\infty 0}}{\vartheta_{\infty N}} = \frac{\kappa}{a\kappa + 1} \quad \frac{\vartheta_{2\infty N}}{\vartheta_{1\infty N}} < \frac{\vartheta_{\infty 0}}{\vartheta_{\infty N}} \quad , \quad (3.28)$$

la admiterea schemei din fig.3.1.b.

Relația (3.27) rezultă evident din relația (3.19), iar relația (3.28) se deduce pe baza relațiilor (3.20) și (3.14).

- Valoarea sarcinii relative la care se obține $\vartheta_{2\infty} = \vartheta_{1\infty}$ rezultă pe baza relației (3.13) sub forma :

$$I' / I_N = \sqrt{\kappa(a-1)/(b-1)} \quad (3.29)$$

și permite stabilirea sensului fluxului de căldură între corpurile 1 și 2 care alcătuiesc MEA (v.fig.3.1.b) la funcționarea acesteia la o anumită sarcină în regim staționar.

Rezultatele interpretării relațiilor privind compararea curbelor exponențiale cu cele corespunzătoare reprezentării MEA prin schema din fig.3.1.b sînt sintetizate în tabelele 3.1 și 3.2!

Tabelul 3.2. Sinteză privind caracterul rezultatului calculului clasice în funcție de valoarea mărimilor $\mathcal{J}_2/\mathcal{J}_1$, $\mathcal{J}_1/\mathcal{J}_{\infty N}$ și I/I_N

Domeniul de variație a supra-temperaturii		Domeniul de variație a sarcinii I/I_N	Formulele TC conduc la un rezultat:
$\mathcal{J}_2/\mathcal{J}_1$	$\mathcal{J}_1/\mathcal{J}_{\infty N}$		
$< (\mathcal{J}_2/\mathcal{J}_1)_{cr.}$	$> \mathcal{J}'_1/\mathcal{J}_{\infty N}$	$\leq (I/I_N)_{cr.}$	acoperitor
	$< \mathcal{J}'_1/\mathcal{J}_{\infty N}$	$> (I/I_N)_{cr.}$	defavorabil
$> (\mathcal{J}_2/\mathcal{J}_1)_{cr.}$	$> \mathcal{J}'_1/\mathcal{J}_{\infty N}$	$\leq (I/I_N)_{cr.}$	defavorabil
	$< \mathcal{J}'_1/\mathcal{J}_{\infty N}$	$< (I/I_N)_{cr.}$	acoperitor

3.2.2.3. Exemplificare numerică. Se consideră cazul unei MEA a cărei parametri: C_1/C , a , b și $\mathcal{J}_{2\infty N}/\mathcal{J}_{1\infty N}$ se stabilesc pe baza datelor indicate în [108, p.127...129 și p.165...169].

Pentru raportul pierderilor se admite valoarea $\kappa = 0,6$ [39].

Dacă nu admitem $C_2/C_1 = 3$ [108, p.168], atunci se obține $C_1/C = 0,25$.

Valoarea parametrilor a și b definiți prin relațiile (3.11), respectiv (3.12) se poate determina rezolvând sistemul de ecuații:

$$[108, p.167]: \quad \delta = \sqrt{1 - \frac{4(\Lambda_1^2/C_1)(\Lambda_2^2/C_2)}{\alpha(\Lambda_1^2/C_1 + \Lambda_2^2/C_2)^2}}, \quad (3.30)$$

$$[108, p.129]: \quad \Lambda_1^2 = \Lambda_1 \div \frac{\Lambda_2 \Lambda_{12}}{\Lambda_2 + \Lambda_{12}} \quad (3.31); \quad \Lambda_2^2 = \Lambda_2 + \frac{\Lambda_1 \Lambda_{12}}{\Lambda_1 + \Lambda_{12}} \quad (3.32);$$

$$[108, p.166]: \quad \Lambda_1^2 = \frac{\Lambda_1 + \Lambda_{12}}{\alpha} \quad (3.33); \quad \Lambda_2^2 = \frac{\Lambda_2 + \Lambda_{12}}{\alpha} \quad (3.34)$$

în care $\alpha \approx 2$, [108, p.167], și $\delta = 0,7...0,8$, dacă $C_2/C_1 \approx 3$, [108, p.168]. Admițând $\delta = 0,77$, se obține în final $a = 1,295$ și $b = 1,543$, ceea ce corespunde cazului unei MEA cu $\Lambda_2 > \Lambda_1$.

Valoarea parametrului $\mathcal{J}_{2\infty N}/\mathcal{J}_{1\infty N}$ se determină cu ajutorul relației (3.13) scrisă pentru regimul nominal, obținându-se: $\mathcal{J}_{2\infty N}/\mathcal{J}_{1\infty N} = (a\kappa + 1)/(\kappa + b) = 0,829$.

Cu aceste date, relațiile (3.22), (3.23), (3.27), (3.28), (3.26) și (3.29) conduc la: $(\mathcal{J}_2/\mathcal{J}_1)_{cr.} = 1,109$; $(I/I_N)_{cr.} = 0,447$;

$\vartheta_{\infty 0} / \vartheta_{\infty N} = 0,375$; $\vartheta_{1 \infty 0} / \vartheta_{\infty N} = 0,28$; $(\vartheta_2 / \vartheta_1)_{\max} = \vartheta_{2 \infty 0} / \vartheta_{1 \infty 0} = 1,295$, respectiv $I' / I_N = 0,571$, iar relațiile (3.21), (3.18), (3.19), (3.24), (3.25) și (3.13) devin :

$$\frac{\vartheta_1}{\vartheta_{\infty N}} = \frac{(I/I_N)^2 - 0,2}{3,17 - 2,86 \vartheta_2 / \vartheta_1} = f\left(\frac{I}{I_N}, \frac{\vartheta_2}{\vartheta_1}\right); \quad (3.21a)$$

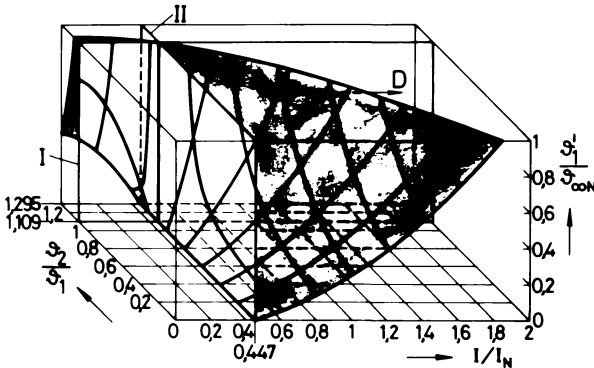


Fig. 3.2.

Aprecierea caracterului rezultatelor calculului clasice prin funcția (3.21a) : A și D - domeniile punctelor de funcționare în care se obține un rezultat "acoperitor", respectiv "defavorabil" ; I - planul $(\vartheta_2 / \vartheta_1)_{cr} = 1,109$; II - planul $(I/I_N)_{cr} = 0,447$.

$$\frac{\vartheta_{\infty}}{\vartheta_{1 \infty}} = \frac{0,6 + (I/I_N)^2}{0,448 + 1,151 (I/I_N)^2} = f_2\left(\frac{I}{I_N}\right); \quad (3.18a)$$

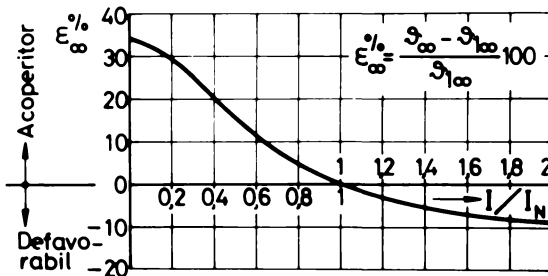


Fig. 3.3

Erorarea relativă și caracterul rezultatelor la calculul supra temperaturii staționare cf. TC. Reprezentarea funcției (3.18a).

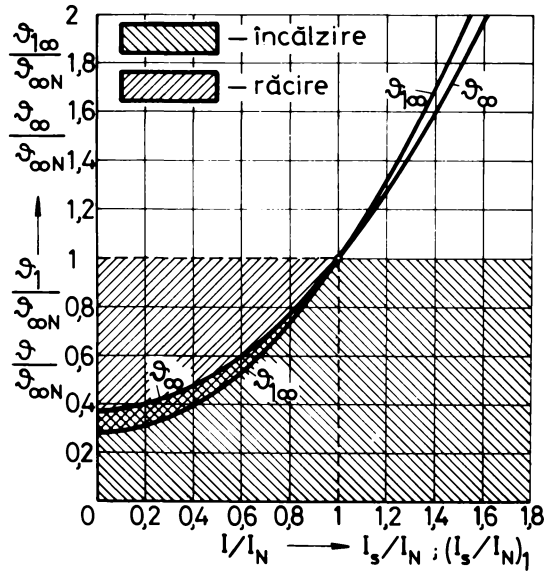
$$\left\{ \begin{aligned} \vartheta_{\infty} / \vartheta_{\infty N} &= 0,375 + 0,625 (I/I_N)^2 = f_3(I/I_N); & (3.19a) \\ I/I_N &= \sqrt{1,6 \vartheta / \vartheta_{\infty N} - 0,6} = f(\vartheta / \vartheta_{\infty N}); & (3.24a) \end{aligned} \right.$$

$$\left\{ \begin{aligned} \vartheta_{1 \infty} / \vartheta_{\infty N} &= 0,28 + 0,72 (I/I_N)^2 = f_4(I/I_N); & (3.20a) \end{aligned} \right.$$

$$\left\{ \begin{aligned} (I/I_N)_1 &= \sqrt{1,391 \vartheta_1 / \vartheta_{\infty N} - 0,389} = f(\vartheta_1 / \vartheta_{\infty N}); & (3.25a) \end{aligned} \right.$$

Fig. 3.4.

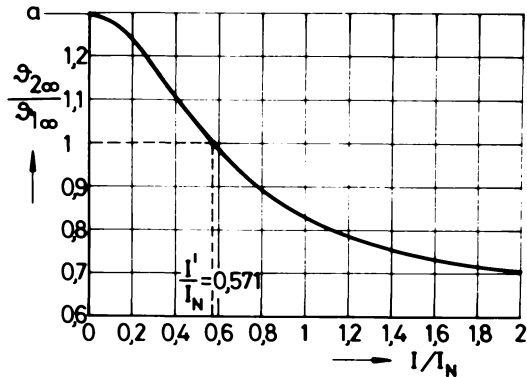
Variația în funcție de sarcină a supratemperaturilor staționare și stabilirea felului procesului termic conform TC și conform situației "reale". Reprezentarea funcțiilor (3.19a), sau (3.24a) și (3.20a), sau (3.25a).



$$\frac{T_{2\infty}}{T_{1\infty}} = \frac{0,777 + (I/I_N)^2}{0,6 + 1,543 (I/I_N)^2} = f_1 \left(\frac{I}{I_N} \right) \quad (3.13a)$$

Fig. 3.5

Modificarea cîmpului de repartiție a supratemperaturii în interiorul MEA în funcție de sarcină în regim staționar. Reprezentarea funcției (3.13a).



Reprezentarea grafică a funcțiilor (3.21a), (3.18a), (3.19a), (3.24a), (3.20a), (3.25a) și (3.13a) este dată în fig.3.2,...3.5.

3.2.2.4. Concluzii.

- Prin admiterea ipotezelor : 1) corp omogen, 2) $\lambda = \infty$ și 6c) $C = \text{const.}$, formulele TC conduc la un rezultat care diferă, în general, de cel "real" și care din punctul de vedere al sollicitării termice a MEA poate avea unul din următoarele caractere : "acoperitor", "egal cu cel real" sau "defavorabil", atât la cal-

culul curbelor de încălzire și de răcire, cât și la calculul supra-temperaturii staționare.

- Datele existente în literatură cu privire la problema influenței ipotezelor 1) și 2) asupra rezultatului calculului clasice nu au un caracter general și nu sînt suficiente pentru a ajunge la o concluzie valabilă în orice caz. Dimpotrivă, bazat numai pe aceste date s-ar putea trage concluzia greșită că, din punctul de vedere analizat, formulele TC conduc totdeauna la un rezultat defavorabil. Aceasta, deoarece problema este studiată în literatură numai pentru cazul particular al încălzirii la sarcină constantă, începînd cu suprațempertura egală cu zero. Observațiile și concluziile prezentate în literatură nu pot fi aplicate în cazul răcirii și nici în cazul important, întîlnit la majoritatea AE, al funcționării într-un regim cu sarcină variabilă, caracterizat prin aceea, că în timpul unui ciclu se succed, într-o ordine oarecare, diferite perioade de încălzire, de răcire și, eventual, cu temperatură constantă, suprațemperturile la începutul diferitelor perioade din ciclu fiind, în general, diferite între ele și diferite de zero.

- Pentru o anumită MEA dată caracterul rezultatului calculului clasice, respectiv valoarea și semnul erorii relative cu care este afectat acest rezultat depind de mai mulți factori, funcție de felul regimului termic (tranzitoriu sau staționar) pentru care se efectuează calculele.

În cazul unui regim termic tranzitoriu de încălzire sau de răcire caracterul rezultatului calculului este determinat de sarcina la care funcționează MEA, de suprațempertura la care a ajuns MEA în momentul considerat și de regimul termic anterior momentului considerat [v.rel.(3.17), tab.3.2 și fig.3.2]. La calculul suprațemperturii staționare caracterul rezultatului este determinat numai de sarcina la care funcționează MEA [v.rel.(3.18), tab. 3.1 și fig.3.3 și 3.4].

- În funcție de valoarea mărimilor I/I_N , $\vartheta_1/\vartheta_{\infty N}$ și ϑ_2/ϑ_1 sînt posibile situații cînd felul procesului termic "real" (de încălzire, staționar sau de răcire) diferă de cel evidențiat prin formulele TC. Conform TC, felul procesului termic este determinat numai de valoarea sarcinii relative și a suprațemperturii înfășurărilor, pe cînd felul procesului termic "real" este determinat în plus și de regimul termic anterior momentului considerat [v.rel.(3.17), (3.24) și (3.25), tab.3.1 și fig.3.4].

- În regim termic tranzitoriu diferența între supratemperaturile diferitelor părți componente ale MEA este determinată în afară de ponderea pierderilor în aceste părți, adică de valoarea sarcinii relative care determină diferența între supratemperaturile staționare [v.rel.(3.13) și fig.3.5], și de regimul termic anterior momentului considerat. Aceasta demonstrează încă odată (v.pct.3.2.1), că valoarea și sensul fluxurilor de căldură între diferitele părți componente din interiorul MEA depind de caracteristicile serviciului de exploatare al acestora.

Astfel în cadrul pct.3.2.2.2 se arată că $0 \leq \mathcal{J}_2 / \mathcal{J}_1 \leq a$, unde în cazul exemplului tratat $a = 1,295 > 1$ (v.pct.3.2.2.3).

- La calculul supratemperaturii staționare \mathcal{J}_∞ , rezultatul este defavorabil numai dacă sarcina depășește pe cea nominală, respectiv dacă $\mathcal{J}_\infty > \mathcal{J}_{\infty N}$ (v.fig.3.3 și 3.4).

În cazul MEA cu serviciul nominal tip S1 se obține $\mathcal{J}_{\infty N} = \mathcal{J}_N$, unde \mathcal{J}_N este supratemperatura nominală. Având în vedere și condiția $\mathcal{J} \leq \mathcal{J}_N$, impusă pe baza criteriului încălzirii (v.pct. 1.4) pentru orice moment al funcționării, se deduce concluzia importantă, că în regim staționar, din cauza ipotezelor 1) și 2), formulele TC conduc totdeauna la un rezultat acoperitor.

- La aplicarea formulelor TC pentru calculul puterii și verificarea la încălzire a MEA funcționând într-un regim termic nestaționar, caracterul rezultatului este determinat de domeniul de variație a mărimilor I/I_N , $\mathcal{J}_1 / \mathcal{J}_{\infty N}$ și $\mathcal{J}_2 / \mathcal{J}_1$ care definesc poziția punctului de funcționare al mașinii din punctul de vedere termic. Rezultatul calculelor bazate pe formulele TC este cu atât mai diferit de cel "real", cu cât punctul de funcționare se găsește într-un domeniu mai îndepărtat de suprafața reprezentând funcția (3.21) (v.tab.3.2 și fig.3.2). Se obține un rezultat acoperitor sau defavorabil, după cum domeniul punctelor de funcționare se găsește în stînga sau respectiv în dreapta suprafeței reprezentînd funcția (3.21). Dacă punctele de funcționare se găsesc pe această suprafață, atunci rezultatul calculelor clasice coincide cu cel "real".

După cum rezultă din fig.3.2, reprezentată spre exemplificare pentru un caz concret, la funcționarea într-un serviciu cu sarcină medie echivalentă apropiată de sarcina nominală, domeniul punctelor de funcționare se întinde atât în dreapta cât și în stînga suprafeței reprezentînd funcția (3.21). De aceea, de-a lungul unui ciclu, diagrama de încălzire calculată cf. TC se găsește oînd deasupra, oînd dedesubtul celei reale, precizia cu care se

obține supratemperatura medie pe ciclu fiind determinată de măsura în care se compensează erorile de calcul corespunzătoare diferitelor intervale de timp din ciclu.

Rezultă că, în ceea ce privește influența ipotezelor 1) și 2), formulele TC pot sta la baza elaborării unor metode de calcul pentru alegerea puterii și verificarea la încălzire a MSA care funcționează într-un serviciu cu sarcină variabilă și la care este suficientă evidențierea încălzirii medii pe ciclu (v.pct.1.5).

- Se recomandă ca în formulele TC să se folosească pentru capacitatea de transmitere a căldurii Λ_e valoarea determinată experimental pentru condițiile regimului nominal, adică Λ_N , căreia se aplică, după caz, corecțiile impuse de variația condițiilor de răcire (v.[39] și pct.3.3.3, 3.4 și 4.5.4.3).

- Comparația efectuată în cadrul pct.3.2.2 pentru cazul unor condiții de răcire invariabile și egale cu cele nominale, nu evidențiază variația în funcție de temperatură a lui λ și, prin aceasta, a valorii mărimilor Λ_1 , Λ_2 , și Λ_{12} .

3.2.3. Observații. Prin lucrările lor, Hak [65,...68], Kessler [74,...82], Schuisky [126,127] și Stump [143,148,149,150, 152,154,155] au studiat posibilitatea includerii mai complete în calculele de încălzire a proceselor termice din MSA și au dezvoltat metoda rețelelor termice echivalente (RTE), urmărind reducerea, cel puțin în parte, a aproximațiilor introduse prin ipotezele 1) și 2). În legătură cu această metodă de calcul, abordată și de alți autori [1,5,23,25,26,27,53,62,73,84,85,91,108,...115,119,121,164,168], în special la proiectarea MSA, se rețin următoarele observații :

a) Chiar și la întocmirea schemelor rețelelor termice ale MSA, precum și la aplicarea metodei RTE se fac o serie de aproximații [1,82,126,154]. Prin aplicarea metodei RTE, pentru anumite cazuri particulare se pot stabili relații de calcul care leagă temperatura medie a înfășurărilor de cea maximă, în locul cel mai cald, conducând la rezultate care corespund foarte bine cu realitatea [143], dar pentru aplicarea lor trebuie să se cunoască parametrii constructivi, geometrici și termici ai înfășurării.

b) Formulele metodei RTE nu au un caracter general, deoarece structura schemei termice a MSA depinde foarte mult de tipul mașinii și de sistemul de ventilație. Din această cauză în literatură se întâlnesc foarte multe contradicții [154].

c) Pentru rezolvarea concretă a problemei încălzirii și răcirii MSA cu ajutorul metodei RTE trebuie să se cunoască foarte

multe date, în diferite condiții. Aceste date nu stau la dispoziția proiectanților de ME, deoarece caracterul lor depășește caracterul unor date de catalog; ele pot fi cunoscute cu destulă dificultate [82] numai de către proiectantul MEA.

3.3. Influența ipotezelor : 3) lege liniară a transmiterii căldurii și 6a) $h \neq f_h(\vartheta)$.

3.3.1. Considerații generale. În realitate valoarea coeficientului de transmitere a căldurii, h , depinde, printre altele, de supratermatura MEA, ϑ și de temperatura mediului de răcire, τ_a [63,86,116]. Prin aceasta, legea reală după care are loc transmiterea căldurii de la MEA la mediul înconjurător se abate de la legea liniară (1.34) cu atât mai mult, cu cât este mai mare ponderea cantității de căldură transmisă prin convecție naturală. De aceea, influențele ipotezelor 3) și 6a) trebuie analizate împreună. La analiza prezentată în continuare, din ipoteza 6a) se ia în considerare numai partea care se referă la dependența $h(\vartheta)$.

Prin ipoteza 3), TC nu ține seamă de faptul că, în realitate, pe lângă convecția artificială (forțată), transmiterea căldurii de la mașina electrică la mediul înconjurător se face și prin convecție naturală, prin conducție și prin radiație. Cu cât aportul convecției artificiale în fenomenul global de transmitere a căldurii este mai mic, cu atât legea după care are loc în realitate acest fenomen se abate mai mult de la legea liniară admisă în TC.

În cazul MEA, partea cea mai mare a căldurii se evacuează prin convecție [6,63]. Prin conducție se cedează numai o cantitate relativ mică de căldură, prin fundație și prin arbore. Funcția care exprimă cantitatea de căldură transmisă prin radiație este relativ complicată și incomodă, fapt pentru care mai mulți cercetători au analizat cantitativ influența aproximațiilor care se fac prin simplificarea problemei sub forma relației (1.34). Rezultatele acestor cercetări transmise prin literatura de specialitate [1,6,63,86,104,116,117,127,167] arată că la valorile întâlnite în exploatarea MEA ale mărimilor ϑ și τ_a , cantitatea de căldură transmisă prin radiație se supune cu suficientă aproximație aceluiași legi ca și cea transmisă prin convecție. Se mai arată că în cazul convecției artificiale influența radiației nu mai are decât o importanță redusă.

Pe baza observațiilor de mai sus se deduce că h din formulele TC reprezintă un coeficient global de transmitere a căldurii,

avînd caracterul unui coeficient de convecție. De aceea $h = f_h(\vartheta)$ prin intermediul temperaturii corpului MEA și a mediului înconjurător. τ_a determină valoarea coeficienților de material ai mediului înconjurător [63,117,175], iar ϑ influențează intensitatea convecției naturale.

În calculele practice pentru h se poate lua în considerare numai o valoare medie pe suprafața de cedare a căldurii. De aceea, observațiile prezentate în continuare se referă și la capacitatea de transmitere a căldurii Λ , definită prin relația (1.29).

Notînd $h = h_c + h_r$, unde h_c este coeficientul de convecție și h_r coeficientul de radiație [6,104,116,126], se pot preciza următoarele cu privire la dependența $h(\vartheta)$ [63]: funcțiile $h_c(\vartheta)$ la $\tau_a = \text{const.}$, $h_r(\vartheta)$ la $\tau_a = \text{const.}$, $h(\vartheta)$ la $\tau_a = \text{const.}$ și $h_r(\tau_a)$ la $\vartheta = \text{const.}$ sînt funcții crescătoare, iar funcția $h_c(\tau_a)$ la $\vartheta = \text{const.}$ este o funcție căzătoare. Aceste fenomene pot fi cuprinse în calcule, scriind relația (1.34) sub forma [63]:

$$P_h = \Lambda \vartheta = A_{(0)} \vartheta^\nu, \quad (3.35)$$

unde dependența $A(\vartheta)$ apare sub forma :

$$A = A_{(0)} \vartheta^{\nu-1} \quad (3.36)$$

Valoarea exponentului $\nu > 1$ nu poate fi stabilită prin calcul, pe baza unor raționamente riguroase și a unei analize fenomenologice, ci trebuie determinată prin măsurători experimentale. $A_{(0)}$ corespunde la $\vartheta = 0$. Trebuie precizat faptul că pentru $0 \leq \vartheta < 1$ relația empirică (3.36) nu are sens. În TC se admite $\nu = 1$.

Rozultatele cercetărilor teoretice și experimentale efectuate de mai mulți cercetători, ca : Lorenz, Nusselt, Henky, Lubowsky, Binder, Schmidt și Beckmann, cu privire la coeficientul de convecție naturală, diferă destul de mult, datorită multitudinii de factori care influențează valoarea acestuia. Dar, în ceea ce privește influența supratemperaturii ϑ , se ajunge la concluzia, că pentru convecția naturală "pură", $\nu = 1,25$. În felul acesta apare "legea puterii 0,8" pentru transmiterea căldurii prin convecție naturală [63,86,116,127]:

$$\vartheta_{cn} = [P_h/A_{(0)}]^{0,8}, \text{ respectiv : } \vartheta_{\infty cn} = [P/A_{(0)}]^{0,8} \quad (3.37)$$

În cazul real al MEA, caracterizat prin faptul că pe lângă convecția naturală apare și convecția artificială și radiația, se obține $\nu < 1,25$, cu atît mai mult, cu cît MEA sînt mai puternic ventilate.

3.3.2. O analiză comparativă.

3.3.2.1. Pregătirea instrumentului matematic.

Se compară curbele de încălzire și de răcire exponențiale, cf. TC, cu cele considerate convențional "reale", corespunzătoare la $\nu > 1$.

Pentru a ușura analiza se marchează cu indicele ν valorile supratemperaturii MEA cf. situației "reale".

Valorile constante, independente de supratemperatură, ale mărimilor A și T , cu care se recomandă de către autor să se efectueze calculele în TC (v.pct.3.3.3), se marchează în continuare cu indicele (x) , admițându-se egale cu acele valori reale care corespund la valoarea \mathcal{T}_x a supratemperaturii. Astfel se poate scrie :

$$A_{(x)} = A_{(0)} \mathcal{T}_x^{\nu-1}, \quad (3.38)$$

cu care se poate elimina $A_{(0)}$ din relația (3.36), obținându-se :

$$A = A_{(x)} \left(\frac{\mathcal{T}_y}{\mathcal{T}_x} \right)^{\nu-1} = f_A(\mathcal{T}_y) \quad (3.39)$$

Dacă în relația de definiție a mărimii T , (1.30), se înlocuiește A cu expresia (3.39), atunci rezultă :

$$T = \frac{C}{A_{(x)}} \left(\frac{\mathcal{T}_x}{\mathcal{T}_y} \right)^{\nu-1} = T_{(x)} \left(\frac{\mathcal{T}_x}{\mathcal{T}_y} \right)^{\nu-1} = f_T(\mathcal{T}_y) \quad (3.40)$$

În cadrul analizei prezentate mai jos se compară valorile \mathcal{T}_∞ cu $\mathcal{T}_{y\infty}$, $d\mathcal{T}/dt$ cu $d\mathcal{T}_y/dt$, $A_{(x)}$ cu A și $T_{(x)}$ cu T , la aceeași valoare a pierderilor totale p .

Cu aceste precizări, ecuația diferențială (1.32) devine:

- pentru situația cf. TC, cu $\nu = 1$:

$$\frac{d\mathcal{T}}{dt} + \frac{1}{T_{(x)}} \mathcal{T} = \frac{1}{T_{(x)}} \mathcal{T}_\infty, \quad (3.41)$$

cu :

$$T_{(x)} = C/A_{(x)}, \quad (3.42) \quad \mathcal{T}_\infty = p/A_{(x)}; \quad (3.43)$$

- pentru situația "reală", cu $\nu > 1$:

$$\frac{d\mathcal{T}_y}{dt} + \frac{1}{T_{(x)}} \frac{\mathcal{T}_y^\nu}{\mathcal{T}_x^{\nu-1}} = \frac{1}{T_{(x)}} \frac{\mathcal{T}_{y\infty}^\nu}{\mathcal{T}_x^{\nu-1}}, \quad (3.44)$$

unde în termenul p/C s-au operat următoarele transformări :

$$C = AT = A_{(x)} T_{(x)} = A_{(\infty)} T_{(\infty)} = \text{const.} \quad (3.45)$$

$$p/A_{(\infty)} = \mathcal{T}_{y\infty}, \quad (3.46) \quad T_{(\infty)} = T_{(x)} \left(\frac{\mathcal{T}_x}{\mathcal{T}_{y\infty}} \right)^{\nu-1} \quad (3.47)$$

Astfel, pentru regimul termic staționar, pe baza relațiilor (3.43), (3.46), (3.45) și (3.47), se obține :

$$\frac{\vartheta_{\infty}}{\vartheta_{y\infty}} = \frac{\Lambda(\infty)}{\Lambda(x)} = \frac{T(x)}{T(\infty)} = \frac{1}{\left(\frac{\vartheta_x}{\vartheta_{y\infty}}\right)^{\nu-1}} = f\left(\nu, \frac{\vartheta_x}{\vartheta_{y\infty}}\right) \quad (3.48)$$

Pentru regimul termic tranzitoriu de încălzire și de răcire, pe baza relațiilor (3.41), (3.44) și (3.48), se poate scrie :

$$\frac{d\vartheta/dt}{d\vartheta_y/dt} = \frac{1 - (\vartheta/\vartheta_{y\infty}) \left(\frac{\vartheta_x}{\vartheta_{y\infty}}\right)^{\nu-1}}{1 - (\vartheta_y/\vartheta_{y\infty})^{\nu}} = f_1\left(\nu, \frac{\vartheta_y}{\vartheta_{y\infty}}, \frac{\vartheta_x}{\vartheta_{y\infty}}\right), \quad (3.49)$$

iar relațiile (3.40) și (3.45) conduc la :

$$\frac{T(x)}{T} = \frac{\Lambda}{\Lambda(x)} = \left(\frac{\vartheta_y}{\vartheta_x}\right)^{\nu-1} = \left(\frac{\vartheta_y/\vartheta_{y\infty}}{\vartheta_x/\vartheta_{y\infty}}\right)^{\nu-1} = f_2\left(\nu, \frac{\vartheta_y}{\vartheta_{y\infty}}, \frac{\vartheta_x}{\vartheta_{y\infty}}\right) \quad (3.50)$$

3.3.2.2. Interpretarea rezultatelor.

- În expresiile stabilite la punctul 3.3.2.1. sînt evidențiate următoarele influențe :

- intensitatea ventilației, prin ν ;
- supratemperatura la care a ajuns MEA în momentul considerat, prin $\vartheta_y/\vartheta_{y\infty}$;
- valoarea supratemperaturii la care corespund valorile $\Lambda(x)$ și $T(x)$ din TC, prin $\vartheta_x/\vartheta_{y\infty}$.

- În funcție de valoarea mărimilor ν și $\vartheta_x/\vartheta_{y\infty}$ rezultatul calculelor clasice pentru regimul termic staționar poate fi : acoperitor ($\vartheta_{\infty} > \vartheta_{y\infty}$), egal cu cel real ($\vartheta_{\infty} = \vartheta_{y\infty}$, la $\vartheta_x = \vartheta_{y\infty}$ sau la $\nu = 1$) sau defavorabil ($\vartheta_{\infty} < \vartheta_{y\infty}$), (v. și fig.3.6 și tab.3.3).

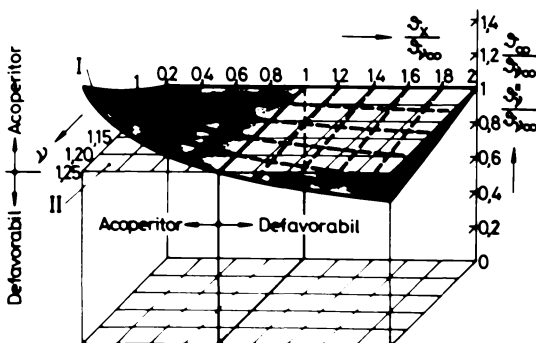


Fig. 3.6.

Caracterul rezultatelor la calculul supratemperaturii staționare cf. TC :

- I - suprafața reprezentînd funcția (3.48), respectiv (3.51) ;
- II - planul "unitate", corespunzînd situației "reale".

- În funcție de valoarea mărimilor ν , $\vartheta_y/\vartheta_{y\infty}$ și $\vartheta_x/\vartheta_{y\infty}$ rezultatul calculelor clasice pentru regimul termic tranziț

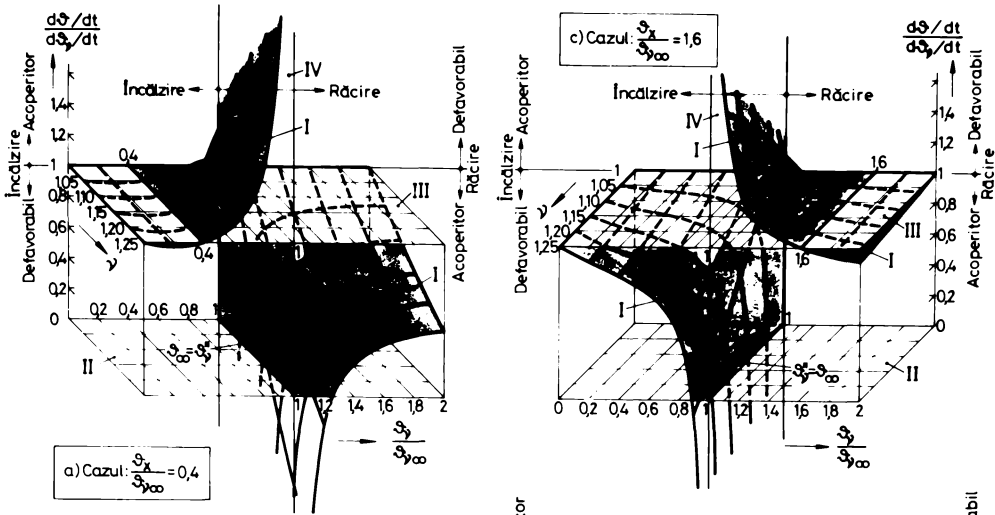


Fig.3-7

Caracterul rezultatelor calculului clasice în funcție de domeniul de variație a suprațemperaturii și de intensitatea ventilației:

- I - suprafața reprezentind funcția (3.49);
- II - planul „zero” („clasic-staționar”);
- III - planul „unitate”, corespunzind situației „reale”;
- IV - planul „real-staționar”.

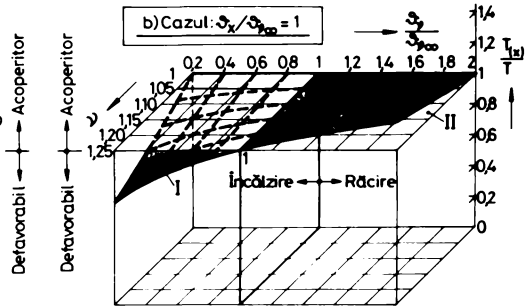
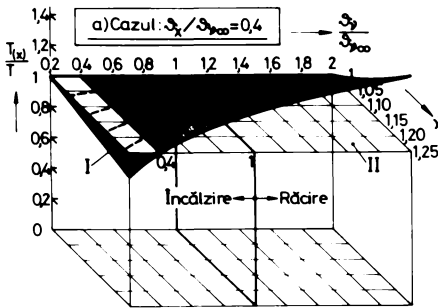
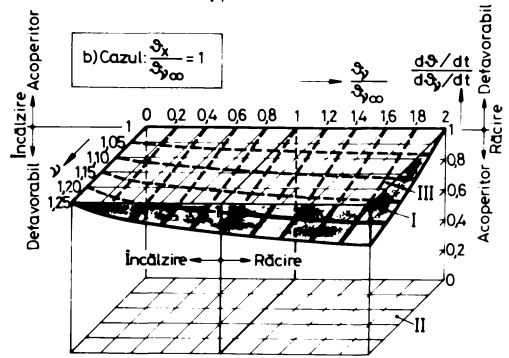
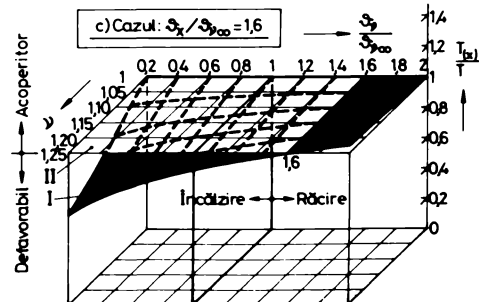


Fig.3.8.

Caracterul rezultatelor calculului clasice în funcție de domeniul de variație a suprațemperaturii și de intensitatea ventilației:

- I - suprafața reprezentind funcția (3.50);
- II - planul „unitate”, corespunzind situației „reale”.



toriu poate fi : acoperitor ($d\vartheta/dt > d\vartheta_y/dt$ și $T(x) > T_y$) egal cu cel real ($d\vartheta/dt = d\vartheta_y/dt$ și $T(x) = T_y$, la $\vartheta_y = \vartheta_x$ sau la $\nu = 1$) sau defavorabil ($d\vartheta/dt < d\vartheta_y/dt$ și $T(x) < T_y$) (v. și tabelul 3.3 și fig. 3.7 și 3.8).

Comparația valorilor $d\vartheta/dt$ cu $d\vartheta_y/dt$ și $T(x)$ cu T_y s-a făcut la aceeași valoare a supratemperaturii, adică la $\vartheta = \vartheta_y$.

Valoarea mărimii T nu poate fi determinată ca subtangentă la curbele de încălzire sau de răcire reale.

- Suprafața reprezentînd funcția (3.49) intersectează planul "zero" (v. fig. 3.7.a și 3.7.c) la o valoare a supratemperaturii reale egală cu cea staționară cf. TC, adică la :

$$\vartheta_y'' = \vartheta_\infty = \frac{\vartheta_{y\infty}^\nu}{(\vartheta_x/\vartheta_{y\infty})^{\nu-1}} = \frac{\vartheta_{y\infty}^\nu}{\vartheta_x^{\nu-1}} = f(\nu, \vartheta_x, \vartheta_{y\infty}) \quad (3.51)$$

În punctele de funcționare definite prin perechea de valori ν și $\vartheta_y/\vartheta_{y\infty}$, în care suprafața reprezentînd funcția (3.49), la $\vartheta_x/\vartheta_{y\infty} = \text{const.}$, intersectează planul "zero" sau se găsește sub acest plan, felul procesului termic evidențiat de formulele TC nu corespunde cu felul procesului termic real. Planului "zero" îi corespunde cf. TC un regim termic staționar. De aceea, dacă supratemperatura variază între limitele : $\vartheta_y'' \geq \vartheta_y > \vartheta_{y\infty}$, în cazul $\vartheta_x < \vartheta_{y\infty}$, sau între limitele : $\vartheta_y'' \leq \vartheta_y < \vartheta_{y\infty}$, în cazul $\vartheta_x > \vartheta_{y\infty}$, atunci formulele TC evidențiază un proces termic staționar, cu toate că în realitate are loc o răcire (v. fig. 3.7.a), respectiv o încălzire (v. fig. 3.7.c).

- În toate cazurile în care $\vartheta_x \neq \vartheta_{y\infty}$ suprafața reprezentînd funcția (3.49) (v. fig. 3.7) tinde asimptotic către infinit, dacă procesul termic "real" tinde să se stabilizeze, adică dacă $\vartheta_y \rightarrow \vartheta_{y\infty}$. Rezultă că în aceste condiții, cu toate că procesul termic "real" este deja staționar, cel evidențiat prin formulele TC este încă tranzitoriu.

Rezultatele interpretării funcțiilor (3.48), (3.49) și (3.50), reprezentate grafic în figurile 3.6, 3.7 și respectiv 3.8, sînt sintetizate în tabelul 3.3.

3.3.2.3. Concluzii.

- Sub influența convecției naturale și a radiației, capacitatea de transmitere a căldurii la mediul înconjurător (A) și, prin aceasta, "constanta" de timp termică (T) a MEA variază cu supratemperatura (ϑ_y). Dacă ϑ_y crește, atunci A crește și T se micșorează. Importanța acestui fenomen, care poate fi exprimat

cantitativ sub forma relațiilor (3.36) sau (3.39), respectiv (3.40), este cu atât mai mică, cu cât MEA sînt mai puternic ventilate.

- Deoarece $T \neq \text{const.}$, fiind o funcție de timp prin intermediul supratemperaturii ϑ , curbele de încălzire și de răcire

Tabloul 3.3. Sinteza rezultatelor comparării curbelor exponențiale (conform TC) cu cele „reale” (corespunzătoare la $\beta > 1$)

$\frac{\vartheta_x}{\vartheta_{\infty}}$	Caracterizarea situației considerate		Rezultatele comparației				Notă
	Domeniul de variație a supratemperaturii	Felul procesului termic conform: TC	$\frac{\vartheta_{\infty}}{\vartheta_{\infty}}$	$\frac{d\vartheta}{dt}$	$\frac{d\vartheta}{dt}$	$\frac{I_{\text{rel}}}{T}$	
3)	$\vartheta = \vartheta_y < \vartheta_x < \vartheta_{\infty} < \vartheta_{\infty}$	încălzire		$0 < \frac{d\vartheta}{dt} < \frac{d\vartheta}{dt}$	< 1	defavorabil	1) La $\beta = 1$ se obține $\vartheta_{\infty} = \vartheta_{\infty}$, $d\vartheta/dt = d\vartheta/dt$, $A(x) = A$ și $I(x) = 1$, și 3-a; 4) v. fig. 3-7-b și 3-b; 5) v. fig. 3-7-c și 3-b-c; 6) s-au notat cu a - curbele exponențiale, cf. TC și b - curbele „reale”, calculate ptr. valoarea extremă $\beta = 1,25$
< 1	$\vartheta = \vartheta_y = \vartheta_x < \vartheta_{\infty} < \vartheta_{\infty}$	încălzire		$0 < \frac{d\vartheta}{dt} = \frac{d\vartheta}{dt}$	$= 1$	egal cu cel real (situație de moment)	
	$\vartheta_x < \vartheta = \vartheta_y < \vartheta_{\infty} < \vartheta_{\infty}$	încălzire	> 1	$\frac{d\vartheta}{dt} > \frac{d\vartheta}{dt} > 0$	> 1	acoperitor	
4)	$\vartheta_x < \vartheta_{\infty} < \vartheta_y < \vartheta = \vartheta_{\infty}$	încălzire staționar		$\frac{d\vartheta}{dt} = 0$			
	$\vartheta_x < \vartheta_{\infty} < \vartheta_y < \vartheta = \vartheta_{\infty}$	staționar		$\frac{d\vartheta}{dt} = 0$			
$= 1$	$\vartheta_x < \vartheta_{\infty} < \vartheta_y < \vartheta = \vartheta_{\infty}$	staționar răcire		$\frac{d\vartheta}{dt} = 0$			
	$\vartheta_x < \vartheta_{\infty} < \vartheta_y < \vartheta = \vartheta_{\infty}$	răcire		$0 > \frac{d\vartheta}{dt} > \frac{d\vartheta}{dt}$			
5)	$\vartheta = \vartheta_y < \vartheta_x = \vartheta_{\infty} = \vartheta_{\infty}$	încălzire		$0 < \frac{d\vartheta}{dt} < \frac{d\vartheta}{dt}$	< 1	defavorabil	
	$\vartheta = \vartheta_y = \vartheta_x = \vartheta_{\infty} = \vartheta_{\infty}$	staționar	$= 1$	$\frac{d\vartheta}{dt} = 0$		egal cu cel real	
> 1	$\vartheta = \vartheta_y > \vartheta_x = \vartheta_{\infty} = \vartheta_{\infty}$	răcire		$0 > \frac{d\vartheta}{dt} > \frac{d\vartheta}{dt}$	> 1	acoperitor	
	$\vartheta_{\infty} < \vartheta_y < \vartheta_{\infty} < \vartheta_{\infty} < \vartheta_x$	încălzire		$0 < \frac{d\vartheta}{dt} < \frac{d\vartheta}{dt}$	< 1	defavorabil	
> 1	$\vartheta_{\infty} < \vartheta_y < \vartheta_{\infty} < \vartheta_{\infty} < \vartheta_x$	staționar		$\frac{d\vartheta}{dt} = 0$			
	$\vartheta_{\infty} < \vartheta_y < \vartheta_{\infty} < \vartheta_{\infty} < \vartheta_x$	staționar		$\frac{d\vartheta}{dt} = 0$			
> 1	$\vartheta_{\infty} < \vartheta_y < \vartheta_{\infty} < \vartheta_{\infty} < \vartheta_x$	răcire	< 1	$\frac{d\vartheta}{dt} < \frac{d\vartheta}{dt} < 0$	< 1	defavorabil	
	$\vartheta_{\infty} < \vartheta_{\infty} < \vartheta = \vartheta_y = \vartheta_x$	răcire		$\frac{d\vartheta}{dt} = 0$		egal cu cel real (situație de moment)	
> 1	$\vartheta_{\infty} < \vartheta_{\infty} < \vartheta_x < \vartheta = \vartheta_y$	răcire		$0 > \frac{d\vartheta}{dt} > \frac{d\vartheta}{dt}$	> 1	acoperitor	

un rezultat care diferă de cel "real" și care din punctul de vedere al solicitării termice a MEA poate avea unul din următoarele caractere : "acoperitor", "egal cu cel real", sau "defavorabil", atât la calculul curbelor de încălzire și de răcire, cât și la

calculul supratemperaturii staționare.

- Caracterul rezultatului calculelor clasice, respectiv valoarea și semnul erorii relative cu care este afectat acest rezultat sînt determinate de valoarea supratemperaturii \mathcal{J}_x în raport cu domeniul de variație a supratemperaturii "reale" \mathcal{J}_y , (v.tab.3.3 și 3.4) și de intensitatea ventilației (v.fig.3.6, 3.7 și 3.8).

Tabelul 3.4 : sinteză privind caracterul rezultatului calculelor clasice în funcție de valoarea supratemperaturii x în raport cu domeniul de variație a supratemperaturii "reale" y .

$\mathcal{J}_x \leftrightarrow \mathcal{J}_y$	Caracterul rezultatului calculelor clasice
$\mathcal{J}_x < \mathcal{J}_y$	Acoperitor
$\mathcal{J}_x = \mathcal{J}_y$	Egal cu cel real
$\mathcal{J}_x > \mathcal{J}_y$	Defavorabil

Dacă în cazul unui regim termic nestaționar supratemperatura \mathcal{J}_x se găsește în centrul de greutate al domeniului de variație a supratemperaturii "reale" \mathcal{J}_y , atunci erorile TC datorită ipotezelor 3) și 6a) se compensează într-o oarecare măsură de-a lungul ciclului de calcul. Cu alte cuvinte, în cazul unui serviciu cu sarcină variabilă, diagrama de încălzire calculată, $\mathcal{J}(t)$, se situează cînd deasupra, cînd dedesubtul celei "reale", $\mathcal{J}_y(t)$.

3.3.3. Recomandări privind îmbunătățirea rezultatelor calculelor efectuate cu formulele teoriei clasice.

Ecuția diferențială (3.44) conduce în toate cazurile la expresii complicate a căror folosire nu este justificată prin mărirea posibilă a exactității calculelor. Prin alegerea potrivită a datelor de calcul cf. recomandărilor prezentate în continuare există posibilitatea îmbunătățirii rezultatelor calculelor efectuate cu formulele mai simple ale TC.

Concluziile analizei comparative efectuate la punctul 3.3.2 și modul de exprimare a mărimilor A și T sub forma relațiilor (3.39), respectiv (3.40) oferă o metodă de corecție la aplicarea formulelor TC, bazată în principiu pe stabilirea valorilor $A_{(x)}$ și $T_{(x)}$ ale mărimilor care evidențiază condițiile de răcire în funcție de regimul termic al MSA.

Valorile $A_{(x)}$ și $T_{(x)}$, corespunzătoare condițiilor de ventilație reale, cu care urmează să se efectueze calculele cf.TC, se pot determina pe baza relațiilor (3.39), respectiv (3.40), în func-

ție de valoarea supratemperaturii ϑ_x , sub forma :

$$A(x) = A_{(N)} \left(\frac{\vartheta_x}{\vartheta_N} \right)^{\nu-1} = \beta A_N \left(\frac{\vartheta_x}{\vartheta_N} \right)^{\nu-1}, \quad (3.52)$$

$$T(x) = T_{(N)} \left(\frac{\vartheta_x}{\vartheta_N} \right)^{\nu-1} = \left(\frac{T_N}{\beta} \right) \left(\frac{\vartheta_x}{\vartheta_N} \right)^{\nu-1} \quad (3.53).$$

unde $A_{(N)}$ și $T_{(N)}$ reprezintă valorile corespunzătoare la supratempera-
tura nominală ϑ_N și la condițiile de ventilație reale, iar
coeficientul de corecție :

$$\beta = A_{(N)}/A_N = T_N/T_{(N)} \quad (3.54)$$

evidențiază deosebirile existente între condițiile de ventilație
reale și cele nominale [39]. La funcționarea MEA în condițiile de
ventilație nominale $\beta = 1$ și capacitatea de transmitere a căldu-
rii are valoarea $A_{N(x)}$ la supratempera-
tura ϑ_x și $A_{N(N)} = A_N$ la
supratempera-
tura nominală ϑ_N .

La efectuarea calculelor cu formulele (3.52) și (3.53) tre-
buie să se țină seamă de dependența dintre ν și β , care, admi-
țându-se liniară, poate fi exprimată sub forma :

$$\nu = \nu_p - \frac{\nu_p - \nu_N}{1 - \beta_p} (\beta - \beta_p), \quad (3.55)$$

unde indicele "N" se referă la condițiile de ventilație nominale
($\beta_N = 1$), iar cu indicele "p" se marchează valorile corespunză-
toare la MEA în repaus. În cazul MEA cu ventilație proprie se poa-
te admite $\nu_p = 1,25$.

Pentru ca erorile metodelor de calcul bazate pe TC să fie
admisibile, respectiv să nu fie defavorabile din punctul de vedere
al solicitării termice a MEA, se recomandă ca valoarea supratempe-
raturii ϑ_x să fie stabilită în funcție de caracteristicile servi-
ciului de exploatare al MEA, care determină regimul termic al ace-
steia (v.tab.1.1), în felul arătat în continuare. Deoarece serviciile
și deci regimurile termice reale ale MEA sînt foarte variate se
pot da numai indicații cu caracter general privind valoarea reco-
mandată a supratemperaturii ϑ_x (v.tab.3.5).

La baza stabilirii valorilor recomandate pentru ϑ_x , prezen-
tate în tabelul 3.5, stau următoarele considerente :

- în conformitate cu rezultatele studiului efectuat (v.pct.
3.3.2.3, inclusiv tab.3.4) se impune $\vartheta_x \leq \vartheta_{\nu m}$, unde cu $\vartheta_{\nu m}$
s-a notat valoarea medie a supratemperaturii reale pe intervalul
de timp considerat (pe ciclul de calcul); ϑ_x se alege cu atît mai
mic decît $\vartheta_{\nu m}$, cu cît în regimul termic dat se compensează mai
puțin erorile TC datorită ipotezelor 1) și 2) (v.pct.3.2.2.4).

Tabelul 3.5 : Recomandări privind valoarea supra-temperaturii \mathcal{J}_x .

Nr.crt.al serviciului cf.tab.1.1.	Valoarea recomandată pentru \mathcal{J}_x	Observații
1	$\mathcal{J}_x \leq \mathcal{J}_N$	
2, 6, 7, 8 17,...21	$\mathcal{J}_x \leq \mathcal{J}_{vm} = \frac{\mathcal{J}_N p_m}{K^{0*} p_N} =$ $= \frac{\mathcal{J}_N \chi + (I_e/I_N)^2}{K^{0*} \chi + 1}$ $\frac{I_e}{I_N} \approx \frac{M_e}{M_N} \approx \frac{P_e}{P_N}$	<p>p_m = pierderile medii [v.rel. (4.35)];</p> <p>K^{0*} = coeficient de corecție [44, rel. (23)];</p> <p>Pentru χ v.rel.(3.80);</p> <p>Ind."N" și "e" indică valoarea nominală și respectiv medie echivalentă</p>
3, 4, 5	$\mathcal{J}_x \leq \mathcal{J}_{vmin} \approx \mathcal{J}_N \frac{p_o}{p_N} =$ $= \mathcal{J}_N \frac{\chi + (I_o/I_N)^2}{\chi + 1}$ $\frac{I_o}{I_N} \approx \frac{M_o}{M_N} \approx \frac{P_o}{P_N}$	Ind. "o" indică valoarea de mers în gol a mărimilor : p ; I ; M și P.
9, 10, 22,23,24	$\mathcal{J}_x \leq \mathcal{J}_{vmin}$	Se aproximează
11,...16	$1 < \mathcal{J}_x < 0,5 \mathcal{J}_N$	\mathcal{J}_x se alege cu atât mai mic, cu cât P/P_N resp. p/p_N este mai mare și t_{fS} este mai mic.

- prin alegerea valorii supratemperaturii \mathcal{J}_x aproape de valoarea minimă, în cazul unui servici de scurtă durată, respectiv al unui servici care determină pierderi mari în înfășurările de sarcină ale MEA, se asigură compensarea, într-o oarecare măsură, a influenței ipotezelor 1), 2) și 6c) ;

- deoarece pentru $0 \leq \mathcal{J} < 1$ relația empirică (3.36) nu are sens, se impune $\mathcal{J}_x > 1$.

3.3.4. Nomogramă pentru $X = f(\mathcal{J}_N, \mathcal{J}_x, \beta, \nu)$

Pentru a asigura rezolvarea operativă a relației (3.52) s-a conceput nomograma din fig.3.9, în care s-a notat $X = A_{(x)}/A_N$

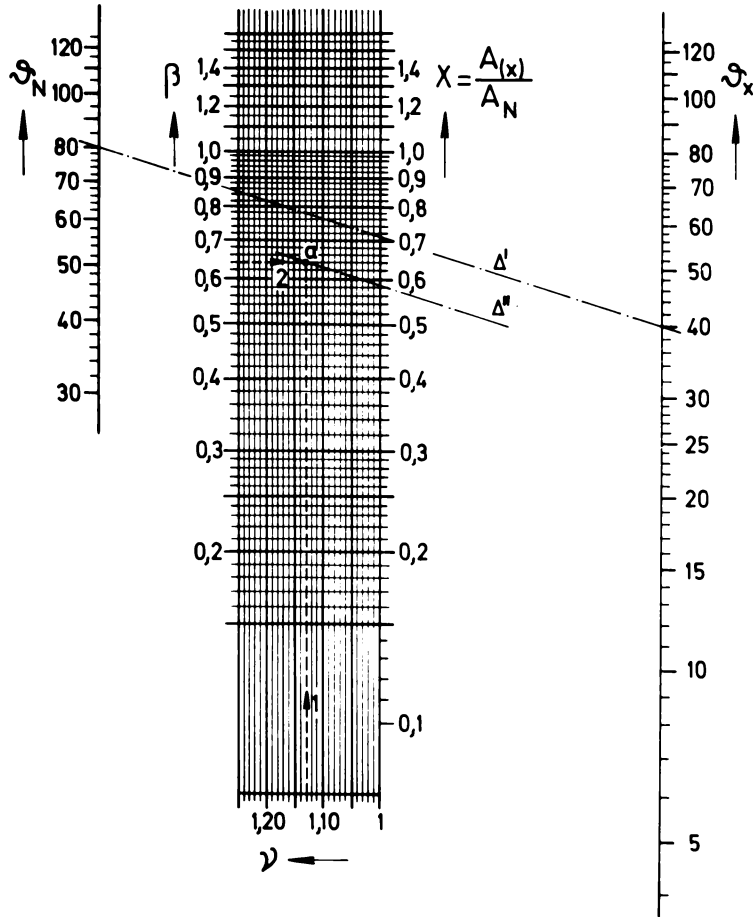


Fig.3.9. Nomogramă pentru : $X = \frac{A(x)}{A_N} = \beta \left(\frac{\psi_x}{\psi_N} \right)^{\nu-1}$

Exemplu de aplicare : $\psi_N = 80$ grad.; $\psi_x = 40$ grad.; $\nu = 1,13$; $\beta = 0,64$.
 Rezultă : $X = 0,585$. Condiția : $\Delta'' \parallel \Delta'$ prin punctul a.

v.pct.3.5.2.2. și rel.(3.84).

Modul de aplicare a nomogramei din fig.3.9; care este o nomogramă cu drepte ajutătoare (Δ) paralele, este ilustrat printr-un exemplu. Schematic, ordinea operațiilor este următoarea :

- se stabilește poziția dreptei ajutătoare Δ' prin punctele marcate de valorile mărimilor ψ_N și ψ_x ;
- se stabilește poziția punctului a la intersecția dintre verticala 1 și orizontala 2, duse prin punctele marcate de valorile mărimilor ν și β pe scările respective ;

- se trasează dreapta ajutătoare Δ'' prin punctul a, paralelă cu dreapta ajutătoare Δ' ;
- la intersecția dreptei ajutătoare Δ'' cu scara mărimii X se citește valoarea căutată.

3.4. Influența ipotezei : 4) $\tau_a = \text{const.}$

Prin ipoteza 4), TC nu ține seama de faptul că, trecînd pe lîngă suprafața care se răcește, mediul de răcire se încălzește cu atît mai pronunțat, cu cît capacitatea termică este mai mică și cu cît supratemperatura suprafeței răcite este mai mare [1,6,63,66, 86,108,119,127,167]. Odată cu creșterea temperaturii mediului de răcire se micșorează intensitatea schimbului de căldură dintre suprafața care se răcește și mediul de răcire. De aceea, în general, se constată o creștere a temperaturii la suprafața MEA în direcția deplasării mediului de răcire [86].

Fenomenul descris se manifestă deosebit de pronunțat în cazul MEA cu răcire indirectă, la care căldura dezvoltată în MEA se cedează mai întîi la un mediu de răcire intermediar, cu capacitatea termică limitată.

Deoarece în timpul procesului termic $\tau_a \neq \text{const.}$, mai precis $\tau_a(\vartheta)$, curbele de încălzire și de răcire reale ale MEA se abat de la legea exponențială cf. TC cu atît mai mult, cu cît capacitatea termică a mediului de răcire este mai mică. De fenomenul încălzirii mediului de răcire se poate ține seamă la aplicarea formulelor TC prin intermediul unui "coeficient de încălzire a aerului", definit sub forma [1, 116] :

$$a = (\tau_{a \text{ ieș.}} - \tau_{a \text{ intr.}}) / (\tau - \tau_{a \text{ intr.}}) = \vartheta_a / \vartheta, \quad (3.56)$$

prin care, în mod corespunzător cu înrăutățirea schimbului de căldură dintre MEA și mediul de răcire, se micșorează valorile coeficientului și capacității de transmitere a căldurii sub forma (v. și pct.4.5.4.3) :

$$h_{va} = h_v (1 - a_m), \quad (3.57)$$

unde a_m reprezintă valoarea medie a coeficientului de încălzire a aerului de-a lungul suprafeței ventilate (ind.v). Cu aproximație se poate admite : $a_m = 0,5$ a.

În felul acesta se poate evita obținerea unor rezultate defavorabile din punctul de vedere al solicitării termice a MEA ventilate.

3.5. Influența ipotezei : 5) p = const.

3.5.1. Considerații generale. Se consideră cazul funcționării la sarcină constantă P, M, I = const. și în absența unor surse de căldură exterioare, adică se consideră ipotezele 5a) și 5d) îndeplinite (v.pct.1.8.2.).

Prin ipoteza 5b), TC nu ține seamă de faptul că, datorită variației cu temperatura a rezistenței electrice a conductorului înfășurărilor, $R(\tau)$, prin intermediul pierderilor variabile din MEA, care cresc cu supratemperatura $\vartheta = \tau - \tau_a$ după legea :

$$v = v_{(a)}(1 + \alpha_{(a)}\vartheta) = f[\vartheta(t)], \quad (3.58)$$

chiar la funcționarea cu sarcină constantă, I = const., în timpul procesului termic tranzitoriu rezultă $p \neq \text{const.}$

Cu indicele (a) sînt notate valorile pierderilor variabile $v_{(a)}$ și totale $p_{(a)} = k + v_{(a)}$ și ale coeficientului de temperatură $\alpha_{(a)} = 1/(235 + \tau_a)$ - pentru cupru, respectiv $\alpha_{(a)} = 1/(245 + \tau_a)$ - pentru aluminiu, corespunzătoare la temperatura mediului ambiant τ_a [$^{\circ}\text{C}$].

Pe baza cercetărilor efectuate de mai mulți autori [63,65, 86,108,116,117,125,148], ținînd seamă de variația în funcție de temperatură a pierderilor :

$$p = k + v = k + v_{(a)}(1 + \alpha_{(a)}\vartheta) = p_{(a)} + \alpha_{(a)}v_{(a)}\vartheta, \quad (3.59)$$

scriind ecuația diferențială (1.27) sub forma :

$$(p_{(a)} + \alpha_{(a)}v_{(a)}\vartheta)dt = C d\vartheta + A\vartheta dt$$

și mai departe sub forma :

$$\frac{d\vartheta}{dt} + \frac{1}{\frac{C}{A - \alpha_{(a)}v_{(a)}}} \vartheta = \frac{p_{(a)}}{C} = \frac{1}{\frac{C}{A - \alpha_{(a)}v_{(a)}}} \frac{p_{(a)}}{A - \alpha_{(a)}v_{(a)}}, \quad (3.60)$$

dacă pentru constanta de timp termică și supratemperatura staționară a MEA se admit expresiile :

$$T = \frac{C}{A - \alpha_{(a)}v_{(a)}}, \quad (3.61), \text{ respectiv: } \vartheta_{\infty} = \frac{p_{(a)}}{A - \alpha_{(a)}v_{(a)}}, \quad (3.62)$$

atunci, rezultă că ecuația diferențială (1.27) obține aceeași formă (1.32) ca în TC și legea de variație în funcție de timp a supra-temperaturii este tot exponențială.

Neglijînd fenomenul $R(\tau)$, TC neglijează implicit și următoarele fenomene :

- variația de-a lungul înfășurării a pierderilor specifice de volum datorită inegalității temperaturilor în diferitele puncte

din interiorul înfășurării (se consideră o valoare medie a pierderilor specifice de volum) ; .

- variația în funcție de temperatură a pierderilor suplimentare în conductoarele înfășurării.

Prin ipoteza 5c), TC nu ține seamă de faptul că, în realitate, $k \neq \text{const.}$, unul din factorii de influență care acționează și în condiții de funcționare constante fiind temperatura.

Atât pierderile prin frecare cât și pierderile în fier se micșorează cu creșterea temperaturii.

Valoarea pierderilor în fier și prin frecare se determină conform [178, Obs.1a pct.2.9] pentru mașina în stare caldă corespunzătoare regimului nominal. Folosirea acestei valori în formulele TC conduce la un rezultat defavorabil din punctul de vedere al solictării termice a MEA în toate cazurile în care domeniul de variație a temperaturii în regimul real se găsește sub valoarea temperaturii nominale.

De aceea, pentru ca rezultatele calculului clasice să nu fie defavorabile se recomandă efectuarea acestor calcule cu o valoare a pierderilor în fier și prin frecare corespunzătoare stării reci a MEA, respectiv corespunzătoare unei temperaturi egale cel mult cu temperatura medie reală pe ciclul de calcul.

J.Hak a studiat influența temperaturii asupra pierderilor în fier, utilizând legea [65] :

$$P_{Fe} = P_{Fe(a)} (1 - \alpha_{Fe(a)} \Delta T) = P_t + P_h \quad , \quad (3.63)$$

unde :

$$\alpha_{Fe(a)} \approx 0,006 \frac{P_t(a)}{P_{Fe(a)}} + 0,001 \frac{P_h(a)}{P_{Fe(a)}} = 0,001 + 0,005 \frac{P_t(a)}{P_{Fe(a)}} ; \quad (3.64)$$

p_t - pierderile prin curenți turbionari; p_h - pierderile prin histerezis; 0,006 și 0,001 - coeficienți care caracterizează calitatea medie a tolelor din oțel silicios electrotehnic ; indicele (a) - indică valoarea pierderilor în fier la temperatura mediului ambiant.

Pe baza relației (3.64) se pot indica următoarele valori pentru coeficientul de temperatură $\alpha_{Fe(a)}$ în funcție de raportul

$P_t(a)/P_{Fe(a)}$:

$P_t(a)/P_{Fe(a)}$	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5
$\alpha_{Fe(a)} [1/\text{Grd.}]$	$1,5 \cdot 10^{-3}$	$2 \cdot 10^{-3}$	$2,5 \cdot 10^{-3}$	$3 \cdot 10^{-3}$	$3,5 \cdot 10^{-3}$

3.5.2. Contribuții cu privire la calculul diagramei de încălzire a mașinilor electrice cu considerarea variației rezistenței înfășurărilor în funcție de temperatură.

3.5.2.1. Punerea problemei. Sub forma cunoscută din literatură, formulele (3.61) și (3.62) nu sînt potrivite pentru calculele practice, din următoarele motive :

- valoarea determinabilă din datele de catalog a pierderilor variabile nu este raportată la temperatura mediului ambiant, ci la "temperatura de calcul" T_c , care conform [178, pct.2.9 și pct. 5.4.7.b] are valoarea dată în funcție de clasa de izolație a înfășurării și anume : $T_c = 75^\circ\text{C}$, pentru clasele A, E și B și $T_c = 115^\circ\text{C}$, pentru clasele F și H ;

- nu este precizat cu ce valoare a capacității de transmitere a căldurii A este bine să se efectueze calculele.

Pe baza celor stabilite în cadrul punctului 3.3 se recomandă efectuarea calculelor cu o valoare a capacității de transmitere a căldurii egală cu $A_{(x)}$, determinată cu ajutorul relației (3.52).

În cele ce urmează se marchează cu indicele "R" valorile mărimilor T , ϑ , A și T calculate cu luarea în considerare a fenomenului $R(T_R)$.

3.5.2.2. Stabilirea formulelor de calcul. Pentru ca în expresiile mărimilor T_R și $\vartheta_{R\infty}$ să apară pierderile la temperatura de calcul T_c se repetă raționamentul aplicat la scrierea relațiilor (3.59), ... (3.62), dar cu pierderile totale p, corespunzătoare la temperatura oarecare T_R , exprimate sub forma :

$$p = k + v = k + v_{(c)} [1 + \alpha_{(c)} (T_R - T_c)] = \\ = p_{(c)} + \alpha_{(c)} v_{(c)} \vartheta_R - \alpha_{(c)} v_{(c)} (\vartheta_c - \Delta T_a) \quad , \quad (3.65)$$

în care s-au înlocuit :

$$\alpha_{(c)Cu} = 1/(235 + T_c) \quad ; \quad \alpha_{(c)\Delta I} = 1/(245 + T_c) \quad ; \quad (3.66)$$

$$p_{(c)} = k + v_{(c)} \quad ; \quad (3.67)$$

$$T_R - T_c = (T_R - T_a) + (T_a - T_{aN}) - (T_c - T_{aN}) = \vartheta_R + \Delta T_a - \vartheta_c \quad (3.68)$$

În relația (3.68), prin :

$$\vartheta_R = T_R - T_a \quad (3.69)$$

s-a notat supratemperatura medie a înfășurării calculată față de temperatura reală a mediului de răcire, T_a , care, în general, diferă de cea nominală standard $T_{aN} = +40^\circ\text{C}$ [178, pct.4.7.2] cu :

$$\Delta \tau_a = \tau_a - \tau_{aN} \quad (3.70)$$

Supratemperatura de calcul :

$$\vartheta_c = \tau_c - \tau_{aN} \quad (3.71)$$

a fost exprimată în raport cu τ_{aN} pentru a putea indica valorile standard (v.tab.3.6).

Tabelul 3.6 : Valorile coeficientului de temperatură $\alpha_{(c)}$, ale supratemperaturii ϑ_c și ale termenului $1 - \alpha_{(c)} \vartheta_c$

Clasa de izolație	τ_c [°C]	ϑ_c [grd]	$\alpha_{(c)} \vartheta_c$ [1/°C] ($1 - \alpha_{(c)} \vartheta_c$)	
			Pentru înfășurări cu conductor din cupru	Pentru înfășurări cu conductor din aluminiu
A, E, B	75	35	$3,226 \cdot 10^{-3}$ (0,88709)	$3,125 \cdot 10^{-3}$ (0,89063)
F, H	115	75	$2,857 \cdot 10^{-3}$ (0,78573)	$2,778 \cdot 10^{-3}$ (0,79165)

În aceste condiții, dacă pentru T_R și $\vartheta_{R\infty}$ se admit expresiile :

$$T_R = \frac{C}{A(x) - \alpha_{(c)} v(c)} = \frac{C}{A_R} \quad ; \quad (3.72)$$

$$\vartheta_{R\infty} = \frac{P(c) - \alpha_{(c)} v(c) (\vartheta_c - \Delta \tau_a)}{A(x) - \alpha_{(c)} v(c)} \quad , \quad (3.73)$$

atunci ecuația diferențială (1.27) poate fi adusă la forma :

$$\frac{d \vartheta_R}{dt} + \frac{1}{T_R} \vartheta_R = \frac{1}{T_R} \vartheta_{R\infty} \quad (3.74)$$

identică cu ecuația (1.32) din TC. Este de subliniat faptul că :

$$A_R = A(x) - \alpha_{(c)} v(c) \quad (3.75)$$

constituie o mărime de calcul.

Mai departe expresiile (3.72) și (3.73) se transformă în felul arătat în continuare.

La funcționarea MSA în condițiile regimului nominal, adică la $U_N, f_N, \Omega_N, I_N, \vartheta_N, \Delta \tau_a = 0$ și $\beta = 1$ [v.rel.(3.52)], expresiile (3.72) și (3.73) devin :

$$T_{RN} = \frac{C}{A_N - \alpha_{(c)} v_N(c)} = \frac{C}{A_{RN}} \quad (3.76)$$

respectiv :

$$\vartheta_{R\infty N} = \frac{P_N(c) - \alpha_{(c)} v_{h(c)} \vartheta_c}{A_N - \alpha_{(c)} v_N(c)} = \vartheta_N \sigma_{tRN} \quad , \quad (3.77)$$

unde prin σ_{tRN} s-a notat suprasarcina relativă termică nominală raportată la cazul unui servici nominal tip S1. Expresia mărimii σ_{tRN} depinde de felul serviciului nominal tip pentru care a fost construită MEA (v.pct.4.3).

Pe baza relației (3.76) se poate exprima capacitatea termică a MEA :

$$C = T_{RN} [A_N - \alpha_{(c)} v_{N(c)}] = T_{RN} A_{RN} \quad (3.78)$$

și din relația (3.77) se pot explicita pierderile variabile nominale raportate la temperatura de calcul, obținându-se :

$$v_{N(c)} = \frac{A_N \vartheta_N \sigma_{tRN}}{\kappa + 1 + \alpha_{(c)} (\vartheta_N \sigma_{tRN} - \vartheta_c)} \quad (3.79)$$

unde raportul pierderilor κ , definit mai precis decât prin relația (1.37), este :

$$\kappa = k/v_{N(c)} \quad (3.80)$$

Pierderile variabile provocate de o sarcină oarecare și raportate la temperatura de calcul se exprimă sub forma :

$$v(c) = v_{N(c)} \frac{v(c)}{v_{N(c)}} = v_{N(c)} \left(\frac{I}{I_N} \right)^2 \approx v_{N(c)} \left(\frac{M}{M_N} \right)^2 \approx v_{N(c)} \left(\frac{P}{P_N} \right)^2 \quad (3.81)$$

Efectuând transformările oferite de relațiile (3.78), (3.52), (3.81), (3.79) și (3.80) se pot aduce expresiile (3.72) și (3.73) la forma utilizabilă în practică :

$$T_R = T_{RN} \frac{1 - Y}{X - Y (I/I_N)^2} \quad (3.82)$$

respectiv :

$$\vartheta_{R\infty} = \vartheta_N \sigma_{tRN} \frac{Z + Q (I/I_N)^2}{X - Y (I/I_N)^2} \quad (3.83)$$

unde pentru simplificarea scrierii s-au introdus notațiile :

$$X = \beta \left(\vartheta_x / \vartheta_N \right)^{\nu-1} = A_{(x)} / A_N \leq 1 \quad (3.84)$$

$$Y = \frac{\alpha_{(c)} v_{N(c)}}{A_N} = \frac{\alpha_{(c)} \vartheta_N \sigma_{tRN}}{\kappa + 1 + \alpha_{(c)} (\vartheta_N \sigma_{tRN} - \vartheta_c)} < 1, \quad (3.85)$$

$$Z = \frac{\kappa}{\kappa + 1 + \alpha_{(c)} (\vartheta_N \sigma_{tRN} - \vartheta_c)} < 1 \quad (3.86)$$

$$Q = \frac{1 - \alpha_{(c)} (\vartheta_c - \Delta T_u)}{\kappa + 1 + \alpha_{(c)} (\vartheta_N \sigma_{tRN} - \vartheta_c)} < 1 \quad (3.87)$$

care pentru o anumită MEA și pentru anumite condiții de răcire date constituie mărimi caracteristice constante.

3.5.2.3. Interpretarea rezultatelor.

- Prin intermediul mărimilor T_R și $\mathcal{J}_{R\infty}$ [rel.(3.82) și (3.83)], comportarea din punct de vedere termic a MEA este determinată, pe de-o parte, de valoarea mărimilor T_{RN} , \mathcal{J}_N , σ_{tRN} , X, Y, Z și Q independente de sarcină și, pe de altă parte, de valoarea sarcinii relative I/I_N .

- T_{RN} se determină dintr-o curbă de încălzire experimentală în condițiile precizate pentru T_N din TC.

- σ_{tRN} se poate calcula cu ajutorul expresiilor stabilite la punctul 4.3.

- Mărimea X evidențiază influența condițiilor de ventilație reale asupra valorii mărimilor T_R și $\mathcal{J}_{R\infty}$ și, prin acestea, asupra diagramei de încălzire a MEA. Valoarea ei poate fi determinată operativ cu ajutorul nomogramei din fig.3.9 (pct.3.3.4).

- Factorii care influențează valoarea constantelor Y, Z și Q sînt : suprasarcina relativă termică nominală σ_{tRN} , raportul pierderilor α definit prin relația (3.80), supratemperatura nominală \mathcal{J}_N , materialul conductorului și clasa de izolație a înfășurării. Uștimitii doi factori determină valoarea mărimilor $\alpha_{(c)}$ și \mathcal{J}_c (v.tab.3.6). Mărimea Q mai este influențată de diferența dintre temperatura reală și cea nominală a mediului de răcire, ΔT_a . Cantitativ influența factorilor de mai sus este evidențiată prin fig.3.10,3.11 și 3.12, prin care se exemplifică domeniul constantelor Y, Z respectiv Q pentru cazul MEA cu serviciul nominal tip S1, ($\sigma_{tRN} = 1$), avînd înfășurări cu conductor din cupru.

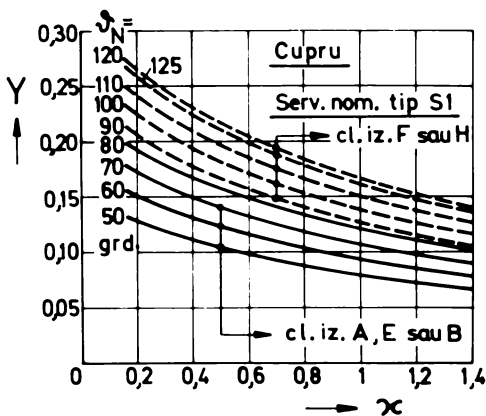


Fig. 3.10.

Domeniul constantei Y, cf. rel. (3.85), în cazul MEA caracterizate prin datele de pe fig.

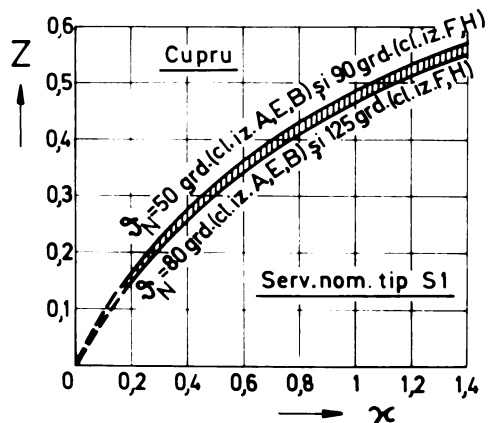
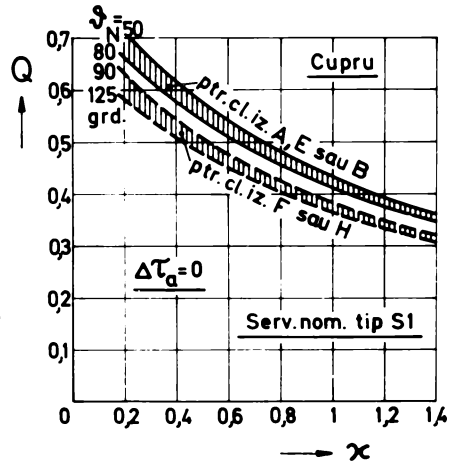


Fig. 3.11

Domeniul constantei Z, cf. rel. (3.86), în cazul MEA caracterizate prin datele de pe fig.

Fig.3.12.

Domeniul constantei Q, cf. rel. (3.87), în cazul MEA caracterizate prin datele de pe fig.



Analizînd comparativ valorile constantelor Y, Z și Q calculate pentru înfășurări cu conductor din cupru și aluminiu se constată că influența materialului conductorului este relativ mică, manifestîndu-se sub forma : $0,972 < Y_{Al}/Y_{Cu} < 1$; $1 < Z_{Al}/Z_{Cu} < 1,028$ ($< 1,003$ la $\sigma_{trn} = 1$, crescînd cu creșterea lui σ_{trn}) și $1 < Q_{Al}/Q_{Cu} < 1,03$ ($< 1,01$ la $\sigma_{trn} = 1$, crescînd cu creșterea lui σ_{trn} și micșorarea lui T_a).

Felul serviciului nominal tip al MEA are o influență pronunțată prin intermediul lui σ_{trn} .

- Prin intermediul mărimii Q supratemperatura staționară $\mathcal{J}_{R\infty}$ crește cu creșterea temperaturii mediului de răcire T_a . Această dependență nu este evidențiată prin formulele prezentate în literatura de specialitate.

- Sub influența fenomenului $R(T_R)$, "constanta" de timp termică a MEA crește cu creșterea sarcinii, iar supratemperatura staționară variază cu sarcina după o altă lege decît cf. TC (v. și pct. 3.5.3.).

- Datorită dependenței $T_R(I/I_N)$, evidențiate prin rel. (3.82), valoarea cea mai mică pentru T_R se obține în cazul răcirii mașinii la mersul în gol ideal ($I/I_N = 0$).

- Comportarea din punct de vedere termic a MEA este influențată de sarcină cu atât mai pronunțat, cu cît valoarea mărimilor Y și Q este mai mare, adică cu cît ponderea pierderilor variabile este mai mare în raport cu ponderea pierderilor constante (κ mic), cu cît serviciul nominal tip impune MEA o solicitare mai pronunțată în perioadele de funcționare în sarcină (σ_{trn} mare), cu cît clasa de izolație este mai bună (\mathcal{J}_N mare) și cu cît condițiile privind temperatura mediului ambiant sînt mai grele (T_a mare).

- Din analiza cantitativă a relațiilor (3.82) și (3.83) rezultă că în funcție de valoarea sarcinii (I/I_N) și de condițiile

de răcire reale (X) sînt posibile cele trei cazuri rezumate în tabelul 3.7 și ilustrate, spre exemplificare, în fig.3.13. După cum :

$$I/I_N \begin{cases} \leq \\ \geq \end{cases} I_\infty/I_N = \sqrt{X/Y} \quad , \quad (3.88)$$

valorile mărimilor T_R și $\mathcal{J}_{R\infty}$ sînt pozitive, $\pm\infty$ sau negative, ceea ce conduce la formule diferite pentru calculul curbelor de încălzire și de răcire în cele trei cazuri, semnalate de Schmidek într-o lucrare din 1938 [125].

Tabelul 3.7. Caracterizarea cazurilor posibile în funcție de sarcina relativă și de condițiile de răcire reale.

Ca- zul	$\frac{I}{I_N}$	T_R $\mathcal{J}_{R\infty}$	Legea*) de variație în funcție de timp a supratemperaturii, $\mathcal{J}_R(t)$
1	$< \sqrt{\frac{X}{Y}}$	> 0	$\mathcal{J}_R = \mathcal{J}_{R\infty} (1 - e^{-\frac{t}{T_R}}) + \mathcal{J}_{R0} e^{-\frac{t}{T_R}} \quad (3.89)$
2	$= \sqrt{\frac{X}{Y}}$	$\pm\infty$	$\mathcal{J}_R = \mathcal{J}_N \sigma_{tRN} \frac{Z + QX/Y}{1 - Y} \frac{t}{T_{RN}} + \mathcal{J}_{R0} \quad (3.90)$
3	$> \sqrt{\frac{X}{Y}}$	< 0	$\mathcal{J}_R = \mathcal{J}_{R\infty} (e^{\frac{t}{T_R}} - 1) + \mathcal{J}_{R0} e^{\frac{t}{T_R}} \quad (3.91)$

*) Funcțiile $\mathcal{J}_R(t)$ rezultă prin integrarea ecuației diferențiale (3.74) pentru fiecare din cele trei cazuri. În cazul 2, pentru a elimina nedeterminarea ∞/∞ din membrul drept al ecuației (3.74), se înlocuiesc mărimile din raportul $\mathcal{J}_{R\infty}/T_R$ cu expresiile lor (3.82) și (3.83), în care I/I_N se înlocuiește cu valoarea $I_\infty/I_N = \sqrt{X/Y}$, obținându-se :

$$\frac{d\mathcal{J}_R}{dt} = \mathcal{J}_N \sigma_{tRN} \frac{Z + QX/Y}{1 - Y} \frac{1}{T_{RN}}$$

Legea după care se desfășoară procesul termic din MEA [(3.89), (3.90) sau (3.91)] depinde de valoarea sarcinii și de condițiile de răcire reale și se poate stabili cu ușurință aplicînd relația (3.88).

Dacă pe baza relațiilor (3.75), (3.81), (3.84) și (3.85) se scrie :

$$A_R = A_N [X - Y (I/I_N)^2] \quad , \quad (3.92)$$

atunci rezultă că din punct de vedere matematic se obține unul din cele trei cazuri cf. tab.3.7, după cum $A_R > 0$, $A_R = 0$, respectiv $A_R < 0$.

Din punct de vedere fenomenologic, existența cazurilor 2 și 3 se explică prin aceea, că la sarcini $I \cong I_\infty$, sporul pierderilor variabile datorită fenomenului R (T_R) devine egal, respectiv mai mare decît pierderile transmise mediului ambiant.

Cazul	1	2	3
I/I_N	1	$I_\infty / I_{N,1} = 1,5707$	2,2
$\vartheta_{R\infty}$	325,08	$\pm\infty$	-621,76
T_R	105,63	$\pm\infty$	-65,31
ϑ_∞	213,58	397,90	873,18
$T(x)$	62,81	62,81	62,81

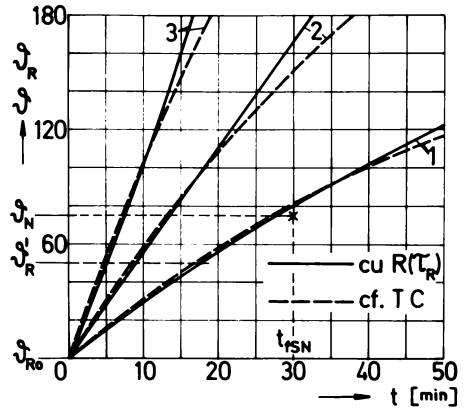


Fig.3.13.

Exemplificarea cazurilor 1, 2 și 3 cf.tab.3.7, pentru MEA și condițiile de funcționare prezentate sub varianta 2 în tab.3.8 și pentru :

În fig.3.13, cu scop de comparație și pentru a ilustra rezultatele analizei prezentate în cadrul pct.3.5.3, cu linie întreruptă sînt reprezentate și curbele de încălzire calculate cu formulele 10.

- Se mai precizează modul de aplicare a relațiilor (3.82),...

(3.87) pentru următoarele situații extreme :

a) funcționarea MEA în condițiile regimului nominal: deoarece $I = I_N$, $\vartheta = \vartheta_N$, $\Delta T_a = 0$ și $\beta = 1$ se obține: $X = 1$, $Z + Q_N = 1 - Y$, $T_R = T_{RN}$ și $\vartheta_{R\infty} = \vartheta_N$ $\sigma_{TRN} = \vartheta_{R\infty N}$;

b) răciră MEA în repaus : deoarece $I = 0$, $k = 0$, adică $p = 0$, și $\beta = \beta_p$ se obține $Z = 0$ (Z ține seamă de k prin intermediul lui χ), $\vartheta_{R\infty} = 0$ și :

$$T_{Rp} = T_{RN} (1 - Y) / X_p = T_p(x) \tag{3.93}$$

La același rezultat se ajunge și dacă se pleacă de la ecuația (1.27) scrisă pentru condițiile mașinii în repaus :

$$C d\vartheta + A_p(x) \vartheta dt = 0$$

în care C se înlocuiește cu expresia (3.78) și unde :

$$A_p(x) = \beta_p A_N \left(\frac{\vartheta_x}{\vartheta_N} \right)^{\gamma-1} = X_p A_N \tag{3.94}$$

este capacitatea de transmitere a căldurii corespunzătoare condițiilor de ventilație în repaus (ind.p), la supratemperatura ϑ_x [ind.(x)].

3.5.2.4. Nomogramă pentru $\mathcal{V} = f(\mathcal{V}_\infty, \mathcal{V}_0, t/T)$.

În fig.3.14 se prezintă o nomogramă concepută pentru rezolvarea operativă a ecuațiilor exponențiale (3.89) și (3.91). Modul de aplicare a nomogramei este ilustrat prin câte un exemplu pentru fiecare din cazurile 1) și 3) cf.tab.3.7, felul operațiilor și ordinea de introducere a datelor inițiale fiind după cum urmează :

Cazul 1) $\mathcal{V}_\infty \geq 0$, $T > 0$, ecuația (3.89) :

- se stabilește poziția dreptei ajutătoare Δ prin punctele marcate de valorile mărimilor \mathcal{V}_∞ și \mathcal{V}_0 ;
- se trasează verticala 1 prin punctul marcat de valoarea mărimii t/T , pînă la intersecția a cu dreapta ajutătoare Δ ;
- la intersecția orizontalei 2 prin punctul a cu scara mărimii \mathcal{V} se citește valoarea căutată.

Cazul 3) $\mathcal{V}_\infty < 0$, $T < 0$, ecuația (3.91):

- se stabilește poziția punctului a la intersecția dintre verticala 1 și orizontala 2, duse prin punctele marcate de valorile mărimilor t/T și \mathcal{V}_0 pe scările respective ;
- se stabilește poziția dreptei ajutătoare Δ prin punctul a și prin punctul marcat de valoarea mărimii \mathcal{V}_∞ pe scara $-\mathcal{V}_\infty$;
- la intersecția dreptei ajutătoare Δ cu scara mărimii \mathcal{V} se citește valoarea căutată.

Dacă $|\mathcal{V}_\infty| > 126$ grd., atunci scările supratemperaturilor \mathcal{V}_∞ , \mathcal{V}_0 și \mathcal{V} se pot înmulți cu un număr întreg corespunzător (2,3,4,...) fără ca modul de aplicare a nomogramei să se schimbe.

Nomograma din fig.3.14 poate fi aplicată pentru :

- calculul curbelor de încălzire și de răcire exponențiale, cu sau fără luarea în considerare a fenomenului $R(\tau_R)$;
- determinarea supratemperaturii staționare \mathcal{V}_∞ pe baza datelor obținute dintr-o încercare la încălzire (dacă se cunoaște T) ;
- rezolvarea ecuației (1.17), cînd se înlocuiesc : \mathcal{V}_∞ cu M_0 , \mathcal{V}_0 cu M_1 și T cu T_m .

3.5.3. O analiză comparativă.

3.5.3.1. Pregătirea instrumentului matematic. Se compară curbele de încălzire și de răcire cf.TC cu cele calculate cu luarea în considerare a fenomenului $R(\tau_R)$. În cadrul analizei propuse se compară $T(x)$ cu T_R , \mathcal{V}_∞ cu $\mathcal{V}_{R\infty}$ și $d\mathcal{V}/dt$ cu $d\mathcal{V}_R/dt$, la aceeași valoare constantă a pierderilor totale raportate la temperatura de calcul, $p(c) = \text{const.}$

- În cazul TC, pe baza rel.(3.53) și (3.84) rezultă :

$$T(x) = T_R/X \quad (3.95)$$

Deoarece la MEA în repaus $X_p = A_p(x)/A_N = T_N/T_p(x)$, pe baza relației (3.93) se poate scrie :

$$T_N = T_{RN}(1 - Y) \quad , \quad (3.96)$$

cu care relația (3.95) devine :

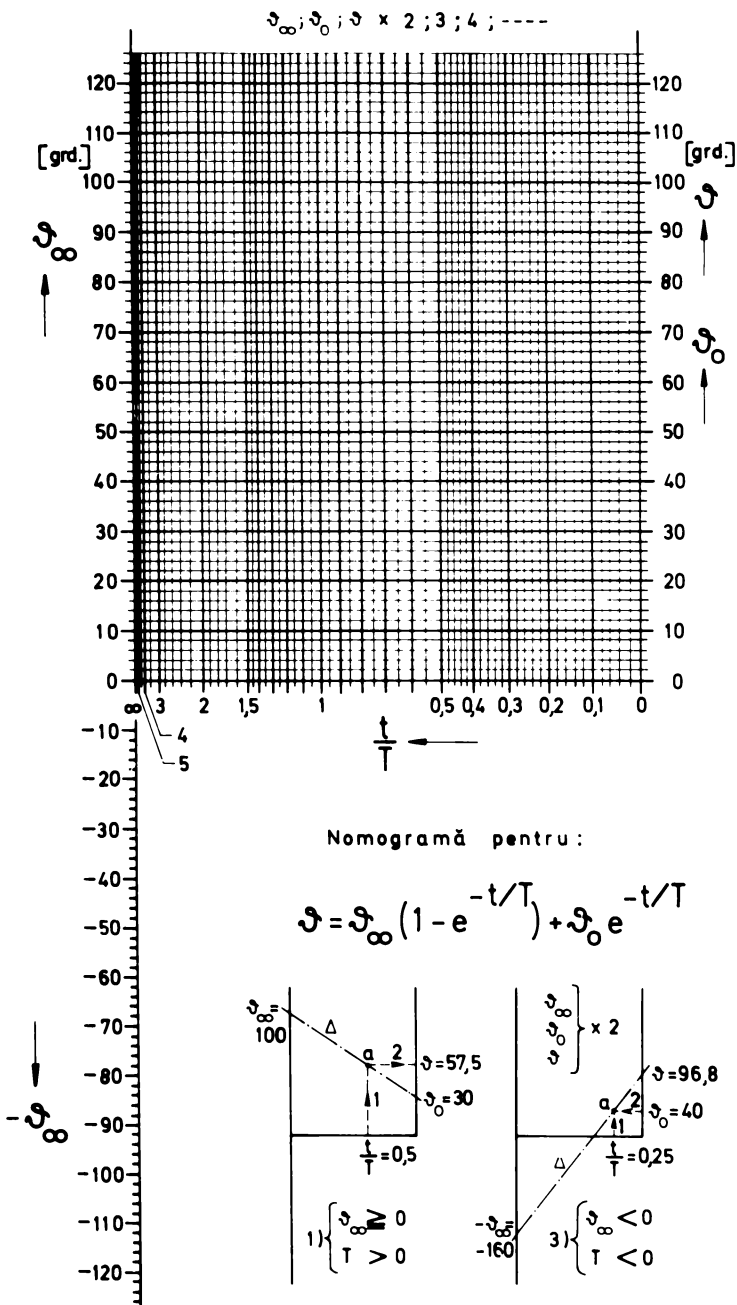


Fig. 3.14

Deoarece la MEA în repaus $X_p = A_{p(x)}/A_N = T_N/T_p(x)$, pe baza relației (3.93) se poate scrie :

$$T_N = T_{RN}(1 - Y) \quad , \quad (3.96)$$

cu care relația (3.95) devine :

$$T(x) = T_{RN}(1 - Y)/X \quad (3.97)$$

Mai departe, pe baza relațiilor (1.31), (3.67), (3.80) și (3.81) se poate scrie :

$$\mathfrak{J}_\infty = \frac{P(c)}{A(x)} = \frac{k + v(c)}{A(x)} = v_N(c) \frac{\chi + (I/I_N)^2}{A(x)} \quad (3.98)$$

Pentru condițiile regimului nominal rel.(3.98) devine :

$$\mathfrak{J}_{\infty N} = v_N(c) (\chi + 1)/A_N \quad , \quad (3.99)$$

de unde :

$$v_N(c) = \mathfrak{J}_{\infty N} A_N / (\chi + 1) \quad , \quad (3.100)$$

care înlocuită în relația (3.98) conduce, împreună ^{cu}relația (3.84), la expresia :

$$\mathfrak{J}_\infty = \frac{\mathfrak{J}_{\infty N}}{X} \frac{\chi + (I/I_N)^2}{\chi + 1} \quad (3.101)$$

Pe baza relațiilor (3.99), (3.77), (3.79) și (3.86) se obține după câteva transformări :

$$\mathfrak{J}_{\infty N} = \mathfrak{J}_{R\infty N} \frac{\chi + 1}{\chi + 1 + \alpha(c) \left(\mathfrak{J}_N \sigma_{tRN} - \mathfrak{J}_c \right)} = \mathfrak{J}_{R\infty N} \frac{Z}{\chi} (\chi + 1), \quad (3.102)$$

cu care relația (3.101) devine :

$$\mathfrak{J}_\infty = \frac{\mathfrak{J}_{R\infty N}}{X} \left[Z + \frac{Z}{\chi} \left(\frac{I}{I_N} \right)^2 \right] \quad (3.103)$$

În fine, cu expresiile stabilite mai sus, din ecuația diferențială (1.32) se obține :

$$\frac{d\mathfrak{J}}{dt} = \frac{\mathfrak{J}_\infty - \mathfrak{J}}{T(x)} = \frac{\mathfrak{J}_{R\infty N} \left[Z + \frac{Z}{\chi} \left(\frac{I}{I_N} \right)^2 \right] - X \mathfrak{J}}{T_{RN} (1 - Y)} \quad (3.104)$$

- În cazul luării în considerare a fenomenului $R(\tau_R)$, pe baza ecuației diferențiale (3.74) și a expresiilor (3.82) și (3.83) se obține :

$$\frac{d\mathfrak{J}_R}{dt} = \frac{\mathfrak{J}_{R\infty} - \mathfrak{J}_R}{T_R} = \frac{\mathfrak{J}_{R\infty N} \left[Z + Q(I/I_N)^2 \right] - [X - Y(I/I_N)^2] \mathfrak{J}_R}{T_{RN} (1 - Y)} \quad (3.105)$$

Astfel, comparînd expresiile : (3.97) cu (3.82), (3.103) cu (3.83) și (3.104) cu (3.105) se obține în final :

$$\frac{T(x)}{T_R} = \frac{X - Y (I/I_N)^2}{X} \quad ; \quad (3.106)$$

$$\frac{\mathcal{J}_{\infty}}{\mathcal{J}_{R\infty}} = \frac{X - Y (I/I_N)^2}{X} \frac{Z + \frac{Z}{\chi} (I/I_N)^2}{Z + Q(I/I_N)^2} ; \quad (3.107)$$

$$\frac{d\mathcal{J}/dt}{d\mathcal{J}_R/dt} = \frac{Z + \frac{Z}{\chi} (I/I_N)^2 - X \mathcal{J} / \mathcal{J}_{R\infty N}}{Z + Q (I/I_N)^2 - [X - Y(I/I_N)^2] \mathcal{J}_R / \mathcal{J}_{R\infty N}} ; \quad (3.108)$$

3.5.3.2. Interpretarea rezultatelor.

- In expresia (3.108) sînt evidențiate următoarele influențe:
- sarcina la care funcționează MEA, prin I/I_N ;
- condițiile de ventilație reale, prin X ;
- temperatura mediului de răcire τ_a , prin Q ;
- supratempertura la care a ajuns MEA în momentul considerat, prin $\mathcal{J}_R / \mathcal{J}_{R\infty N}$.

In expresiile (3.107) și (3.106) apar numai primele trei, respectiv două influențe.

- Deoarece pe baza rel.(3.86) și (3.87) $Z/\chi > Q$, în funcție de valoarea mărimilor I/I_N și X , respectiv în funcție de cele trei cazuri evidențiate în tab.3.7, sînt posibile situațiile : cazul 1) :

$$\mathcal{J}_{\infty} / \mathcal{J}_{R\infty} > T_{(x)} / T_R > 0, \text{ cazul 2) : } \mathcal{J}_{\infty} / \mathcal{J}_{R\infty} = T_{(x)} / T_R = 0, \text{ cazul 3) : } \mathcal{J}_{\infty} / \mathcal{J}_{R\infty} < T_{(x)} / T_R < 0.$$

- Cf.rel.(3.106) există situația $T_{(x)} = T_R$ numai la răcirea MEA în repaus și la mersul în gol ideal, cînd $I/I_N = 0$, fapt exprimat și prin relația (3.93).

- Cf.rel.(3.107) există situația $\mathcal{J}_{\infty} = \mathcal{J}_{R\infty}$ la răcirea MEA în repaus și la mersul în gol ideal, cînd $I/I_N = 0$, precum și la o valoare a sarcinii relative egală cu :

$$\frac{I'}{I_N} = \sqrt{\frac{X}{Y} (1 - \frac{\chi Q}{Z}) - \chi} = \sqrt{\alpha_{(c)} (\tau_c - \tau_a) \frac{X}{Y} - \chi} \quad (3.109)$$

La o valoare a sarcinii relative egală cu :

$$0 < \frac{I''}{I_N} = \sqrt{-\frac{Z}{Q} + \sqrt{\left(\frac{Z}{Q}\right)^2 + \frac{X}{Y} \left(\frac{Z}{Q} - \chi\right) - \chi \frac{Z}{Q}}} < \frac{I'}{I_N} \quad , \quad (3.110)$$

raportul $\mathcal{J}_{\infty} / \mathcal{J}_{R\infty}$ are o valoare maximă pozitivă mai mare ca unitatea. Expresia (3.110) a fost dedusă pe baza condiției :

$d(\mathcal{J}_{\infty} / \mathcal{J}_{R\infty}) / d(I/I_N) = 0$, impune relației (3.107). Dacă :

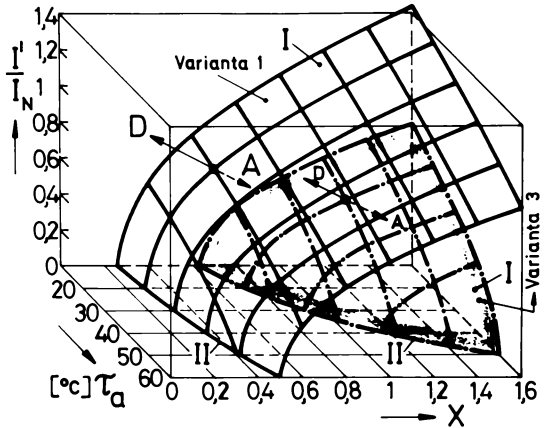
$$X \leq X' = \frac{\chi Y}{\alpha_{(c)} (\tau_c - \tau_a)} \quad , \quad (3.111)$$

atunci se obține $I'/I_N = 0$ (v.fig.3.15). La o MEA dată valoarea sarcinii relative I'/I_N depinde de condițiile de răcire prin intermediul mărimilor X și τ_a , așa cum se exemplifică prin fig.3.15.

Fig.3.15.

Caracterul rezultatelor la calculul supratemperaturii staționare cf.TC, în funcție de valoarea mărimilor X și T_a , în cazul MEA de sub variantele nr.1 și 3 din tabelul 3.8 :

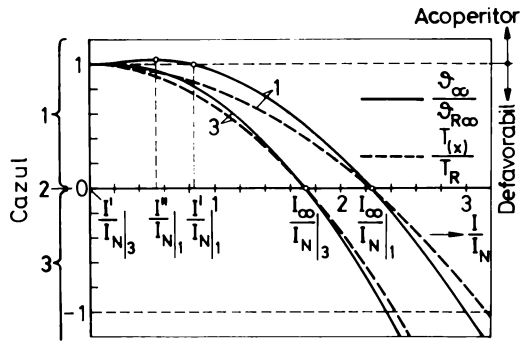
- I - suprafața reprezentînd funcția (3.109)
- II - curbele $X'(T_a)$ cf.rel. (3.111)
- A și D - domeniul punctelor de funcționare în care se obține un rezultat "acoperitor" respectiv "defavorabil".



Cantitativ, variația rapoartelor $T(x)/T_R$ și $\vartheta_{\infty}/\vartheta_{R\infty}$ în funcție de I/I_N , cf.rel.(3.106) și (3.107), este exemplificată în fig.3.16 pentru MEA și condițiile de funcționare precizate în textul figurii.

Fig.3.16.

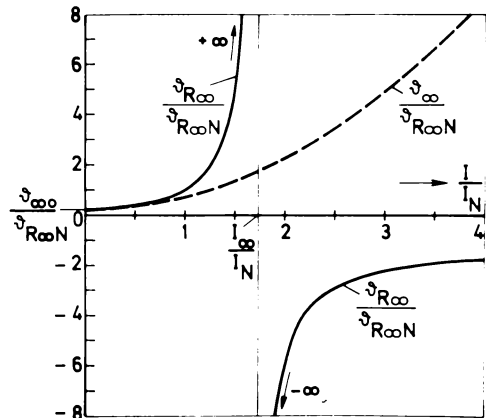
Reprezentarea funcțiilor (3.106) și (3.107) pentru variantele de calcul nr.1 și 3 cf.tab.3.8.



- Din reprezentarea funcțiilor $\vartheta_{\infty}/\vartheta_{R\infty N} = f(I/I_N)$ și $\vartheta_{R\infty}/\vartheta_{R\infty N} = f_r(I/I_N)$ rezultă (v.fig.3.17 și 3.18), că supratemperaturile staționare ϑ_{∞} și $\vartheta_{R\infty}$ diferă cu atât mai mult, cu cît valorile I_{∞}/I_N și I'/I_N sînt mai mici, adică cu cît, la o mașină dată, condițiile de răcire sînt mai slabe.

Fig.3.17.

Variația în funcție de sarcină a supratemperaturilor staționare ϑ_{∞} și $\vartheta_{R\infty}$, cf.rel.(3.103), respectiv (3.83), în cazul variantei de calcul nr.3 (v.tab.3.8).



INSTITUTUL POLITEHNIC
TIMIȘOARA
BIBLIOTECA CENTRALĂ

Tabelul 3.8. : Caracterizarea variantelor de calcul considerate.

Caracteriz-		Varianța	1	2	3	4	5
Caracteriz-	zarea con-	τ_a [°C]	40	25	40	40	30
		β	1	0,78	1	1	1,22
		$\mathcal{J}_x/\mathcal{J}_N$	0,75	0,4	0,75	0,8	0,92
Caracterizarea mașinii electrice de acționare	Date constante	Serviciul nominal tip	S1	S2 30 min	S3 25%	S3 40%	S6 60%
		Cl.de iz.	F	B	B	H	B
		\mathcal{J}_N [grd.]	100	75	80	115	69
		Conductor	Cu	Cu	Cu	Cu	Cu
		T_{RN} [min.]	50	60	45	90	70
		$T_{RpN}; T_{RoN}$ [min.]	\times	\times	86,1	58,78	61,43
		$X_{pN} = \beta_{pN}$	\times	0,45	0,35	0,85	0,398
		γ_N	1,05	1,06	1,05	1,04	1,08
		κ	0,40	0,7	0,40	0,5	0,58
		I_o/I_N	\times	\times	\times	\times	0,53
	σ_{tRN}	1	2,54	2,4574	3,1359	1,2661	
	$\sigma_{t\tilde{R}N}$	\times	\times	2,5967	3,3744	1,2781	
	$\mathcal{J}_{R\infty N}$ [grd.]	100	190,5	196,60	360,63	87,4	
	Y	0,1942	0,2791	0,3301	0,4449	0,1611	
	Z	0,2718	0,3179	0,2082	0,2159	0,3316	
	Date dependente de condi- țiile de funcționare	γ	1,05	1,136	1,05	1,04	1,018
		X	0,9857	0,6886	0,9857	0,9911	1,2182
		Q	0,5340	0,3809	0,4617	0,3393	0,4888
		I_∞/I_N	2,2529	1,5707	1,7280	1,4925	2,7499
		I'/I_N	0,8293	0	0	0	0,7189
I''/I_N		0,5207	0	0	0	0,4712	
χ'		0,3625	1,2112	1,1694	1,0382	0,6436	
$\mathcal{J}_{R\infty 0}/\mathcal{J}_{R\infty N}$		0,2758	0,4617	0,2112	0,2178	0,2722	
$\mathcal{J}'_R/\mathcal{J}_{R\infty N}$		0,7500	0,2625	0,1780	0,2080	0,5149	

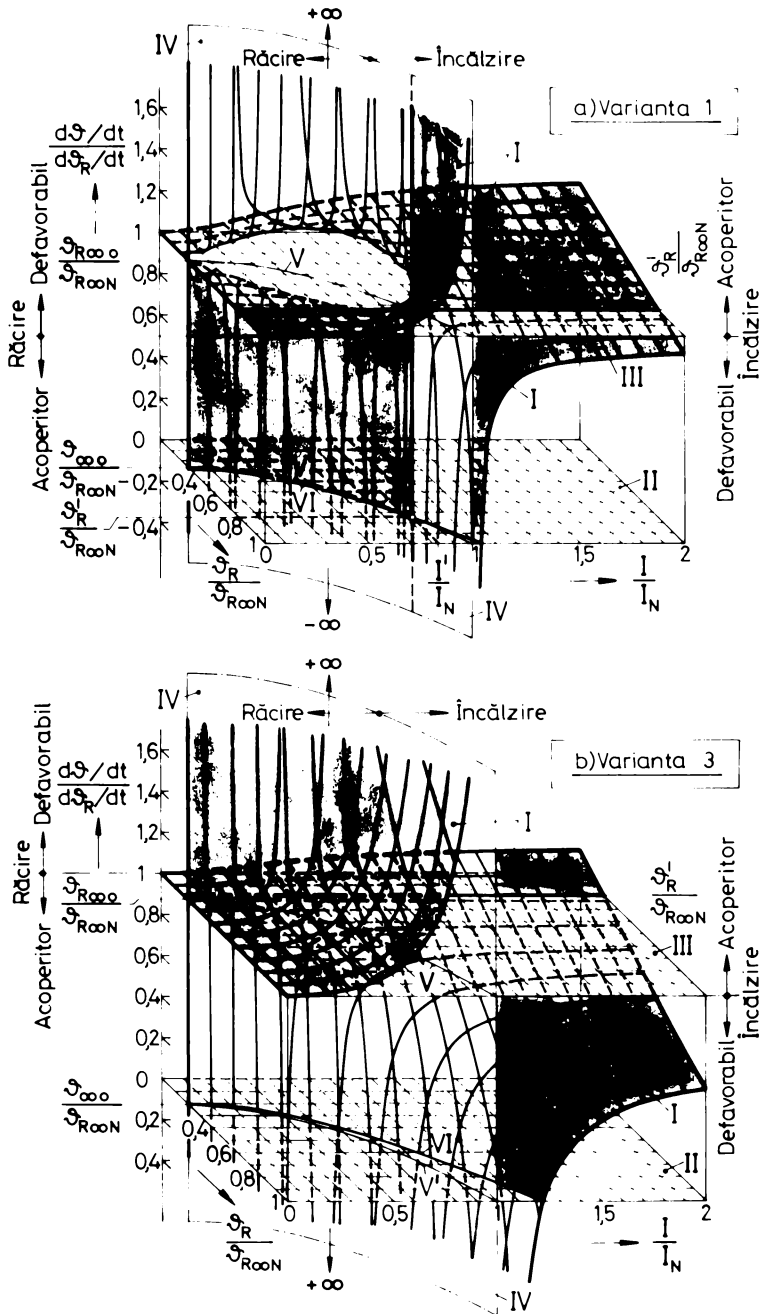


Fig.3.18.

Caracterul rezultatelor calculului clasice în funcție de sarcină relativă și de supratemperatură pentru MSA și condițiile de funcționare cf. tab.3.8: a) - varianta 1 și b) - varianta 3.
 I - suprafața reprezentând funcția (3.108); II - planul "zero" ("clasic-staționar"); III - planul "unitate", corespunzând situației "reale"; IV - suprafața "real-staționar"; V și V' - curba $\frac{S_{Roo}}{S_{RooN}} = f(\frac{I}{I_N})$ (intersecția suprafeței IV cu planul III, respectiv II); VI - curba $\frac{S_{oo}}{S_{RooN}} = f(\frac{I}{I_N})$ (intersecția suprafeței I cu planul II).

- În funcție de valoarea mărimilor $I/I_N, X, \tau_a(Q)$ și $\vartheta_R/\vartheta_{R\infty N}$ sînt posibile situațiile : $d\vartheta/dt > d\vartheta_R/dt$ (acoperitor), $d\vartheta/dt = d\vartheta_R/dt$ (egal cu cel real) sau $d\vartheta/dt < d\vartheta_R/dt$ (defavorabil) reprezentate, spre exemplificare, în fig.3.18. Comparația se face la aceeași valoare a supratemperaturii, adică la $\vartheta = \vartheta_R$.

Valoarea supratemperaturii la care cf.rel.(3.108) apare situația $d\vartheta/dt = d\vartheta_R/dt$ rezultă din expresia simplă :

$$\vartheta'_R = \vartheta_c - \Delta\tau_a = \tau_c - \tau_a, \quad (3.112)$$

fiind determinată numai de clasa de izolație a MGA și de temperatura mediului de răcire. Situația $d\vartheta/dt = d\vartheta_R/dt$ mai apare la răcirea MGA în repaus și la mersul în gol ideal, cînd $I/I_N = 0$.

- Cf.TC, la o anumită supratemperatură ϑ dată, procesul termic devine staționar dacă sarcina relativă ia valoarea :

$$\frac{I_S}{I_N} = \sqrt{X(X+1) \frac{\vartheta}{\vartheta_{\infty N}} - X} = \sqrt{X \frac{X}{Z} \frac{\vartheta}{\vartheta_{R\infty N}} - X} \quad (3.113)$$

Expresia (3.113) rezultă pe baza condiției $d\vartheta/dt = 0$ impuse relației (3.104). Prima expresie a lui I_S/I_N este echivalentă cu (3.24), dacă se consideră $X = 1$.

În condițiile includerii în calcule a fenomenului $R(\tau_R)$, la o anumită supratemperatură ϑ_R dată, procesul termic devine staționar dacă sarcina relativă ia valoarea :

$$\left(\frac{I_S}{I_N}\right)_R = \sqrt{\frac{X \vartheta_R/\vartheta_{R\infty N} - Z}{Y \vartheta_R/\vartheta_{R\infty N} + Q}} \quad (3.114)$$

Expresia (3.114) rezultă pe baza condiției $d\vartheta_R/dt = 0$ impuse relației (3.105). În relațiile (3.113) și (3.114) trebuie să se considere: $\vartheta \rightarrow \vartheta_{\infty}$ și $\vartheta_R \rightarrow \vartheta_{R\infty}$.

Procesul termic descris este de încălzire sau de răcire, după cum valoarea sarcinii relative este mai mare sau mai mică decât cea dată de formulele (3.113) și (3.114) (v.fig.3.19).

Relațiile (3.113) și (3.114) au sens numai dacă :

$$\vartheta; \vartheta_R \geq \vartheta_{\infty 0} = \vartheta_{R\infty 0} = \vartheta_{R\infty N} Z/X, \quad (3.115)$$

unde indicele ∞ arată regimul staționar de mers în gol ideal. Cu ajutorul rel.(3.102) și considerînd $X = 1$ se poate aduce expresia (3.115) la forma (3.27).

- Pe baza rel.(3.112), (3.115) și (3.109) se poate demonstra, că dacă $\vartheta'_R \leq \vartheta_{R\infty 0}$, atunci $I'/I_N = 0$.

- Suprafața reprezentînd funcția (3.108) (v.fig.3.18) intersectează planul "zero" la o valoare a supratemperaturii $\vartheta_R = \vartheta_{\infty}$.

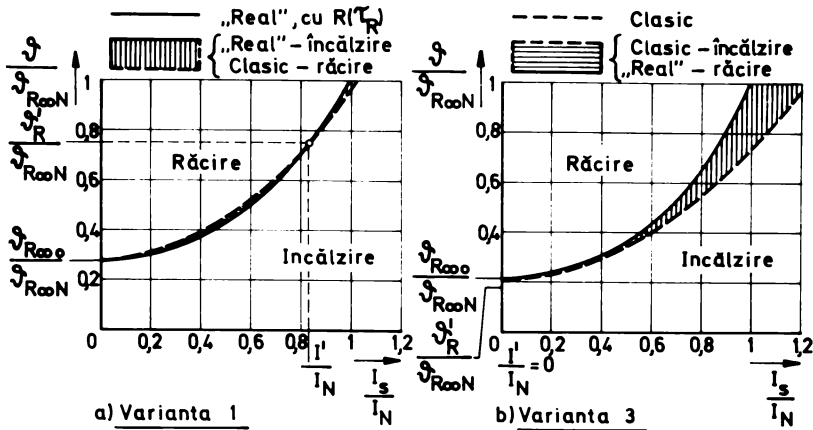


Fig.3.19.

Reprezentarea funcțiilor (3.113) și (3.114) pentru stabilirea felului procesului termic cf. TC, respectiv cf. situației "reale". Exemplificare pentru : a) - varianta 1 și b) - varianta 3 (v. tab. 3.8).

În punctele de funcționare definite prin perechea de valori I/I_N și $T_R/T_{R\infty N}$, în care suprafața : $\frac{dT}{dT_{R\infty N}} = f\left(\frac{I}{I_N}, \frac{T_R}{T_{R\infty N}}\right)$ intersectează planul "zero" sau se găsește sub acest plan, felul procesului termic evidențiat prin formulele TC nu corespunde cu felul procesului termic "real". Planului "zero" îi corespunde cf. TC un regim termic staționar. De aceea, dacă supratemperatura variază între limitele $T_{R\infty} < T_R < T_{\infty}$, în cazul $0 < I < I'$, sau între limitele $T_{\infty} < T_R < T_{R\infty}$, în cazul $I > I'$, atunci formulele TC evidențiază un proces termic staționar, cu toate că în "realitate" are loc o răcire, respectiv o încălzire (v. și fig. 3.19).

- În toate cazurile în care $I \neq I'$, respectiv $T_R \neq T'_R$, suprafața reprezentând funcția (3.108) tinde asimptotic către infinit, dacă procesul termic "real" tinde să se stabilizeze (v. fig. 3.18). Rezultă că în aceste condiții, cu toate că procesul termic "real" este deja staționar, cel evidențiat prin formulele TC este încă tranzitoriu.

Rezultatele interpretării relațiilor privind compararea curbelor exponențiale cf. TC cu cele corespunzătoare luării în considerare a fenomenului $R(T_R)$ sînt sintetizate în tabelul 3.9.

3.5.3.3. Concluzii.

- Datorită fenomenului $R(T_R)$, chiar la funcționarea la sarcină constantă, $I = \text{const.}$, componenta v din pierderile totale $p = k + v$ responsabile de încălzirea MEA nu este în realitate constantă, ci crește cu creșterea supratemperaturii T_R [rel. (3.65)]. Acest fenomen este compensat într-o oarecare măsură de fenomenul contrar al micșorării cu creșterea supratemperaturii a componentei

k din pierderile totale p [v.pct.3.5.1 și rel.(3.63)].

- Prin includerea în calcule a fenomenului $v(\vartheta_R)$ [rel.(3.65)], "constanta" de timp termică a MEA devine o funcție de sarcină, crescînd odată cu aceasta [rel.(3.82) și (3.106) și fig.3.16], iar supra-temperatura staționară variază cu sarcina după o altă lege decît cf. TC [rel.(3.83) și (3.107) și fig.3.16, 3.17 și 3.19], depinzînd totodată de temperatura reală a mediului de răcire [rel. (3.73) și (3.83) + (3.87)]. $\vartheta_{R\infty}$ crește cu creșterea lui τ_a prin intermediul lui Q. Ultima dependență nu este evidențiată prin formulele prezentate în literatura de specialitate. $T_{(x)} = T_R$ numai la mersul în gol ideal și la MEA în ropaus (fig.3.16).

Cu toate acestea, legea după care se desfășoară procesul termic din MEA funcționînd la $I = \text{const.}$ își păstrează caracterul exponențial, cu observația că formulele aplicate pentru calculul curbelor de încălzire și de răcire diferă în cele trei cazuri posibile evidențiate în tab.3.7 și determinate cf.rel.(3.88) de valoarea sarcinii (I/I_N) și de condițiile de ventilație reale (X).

- Prin admiterea ipotezei 5b) $R \neq f(\tau_R)$, formulele TC conduc la un rezultat care diferă, în general, de cel real și care din punctul de vedere al solicitării termice a MEA poate avea unul din următoarele caractere: "acopitor", "egal cu cel real" sau "defavorabil", atît la calculul curbelor de încălzire și de răcire, cît și la calculul supratemperaturii staționare (v.tab.3.9).

- Formulele prezentate în literatura de specialitate privind luarea în considerare a fenomenului $R(\tau_R)$ nu sînt potrivite pentru calculele practice (v.pct.3.5.2.1) și concluziile la care conduc nu au un caracter general. Dimpotrivă, bazat numai pe datele existente în literatură, se ajunge la concluzia greșită că, din punctul de vedere analizat, rezultatele calculelor clasice au, pentru un anumit proces termic (de încălzire, staționar sau de răcire), totdeauna același caracter, fapt contrazis prin datele concentrate în tab.3.9. Astfel, de exemplu, în literatură nu sînt evidențiate cazurile

$\vartheta_{\infty} \cong \vartheta_{R\infty}$, corespunzătoare la sarcini $0 < I \leq I'$, considerîndu-se totdeauna $\vartheta_{\infty} < \vartheta_{R\infty}$. De asemenea, comparînd curbele de încălzire și de răcire reale cu cele clasice numai prin intermediul mărimii T_R , în [36] se ajunge la concluzia eronată că în realitate "încălzirea va fi mai lentă, iar răcirea mai rapidă decît după TC". Dar, așa cum arată tab.3.9, raportul $T_{(x)}/T_R$ nu poate sorvi la aprecierea caracterului rezultatelor calculelor clasice.

- Pentru o MEA dată, caracterul rezultatului calculelor clasice, respectiv valoarea și semnul erorii relative cu care este afectat

Tabelul 3.8. Sinteza rezultatelor comparațiilor curbelor de încălzire și de răcire cf. TC cu cele „reale”, corespunzătoare la $R = f(T_R)$.

Caracterizarea situației considerate		2) Feiul procesului termic cf. TC		3) Formule TC conduc la un rezultat:		4) Alura curbilor de încălzire și de răcire		Notă:
Domeniul de variație a sarcinii	Domeniul de variație a supra temperaturii	Incălzire	Incălzire	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	$\frac{d\theta}{dt} < 0$	Formule TC	Formule TC	
$0 \leq i \leq i_{co}$	$\theta = \theta_R = \theta_{co} = \theta_{Rco}$	Incălzire	Incălzire	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	$\frac{d\theta}{dt} < 0$	= 1	egali cu cel real	Varianta 3 $i = 0$
		stacionar	răcire	$\frac{d\theta}{dt} < 0$	$\frac{d\theta}{dt} > 0$			
		răcire	stacionar	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	$\frac{d\theta}{dt} < 0$			
$0 < i < i_{co}$	$\theta_{Rco} < \theta_{co} < \theta = \theta_R$	Incălzire	Incălzire	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	< 1	acoperitor	Varianta 1 $i = f' = 0,571 i_N$
		Incălzire	stacionar	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	$\frac{d\theta}{dt} = 0$			
		stacionar	stacionar	$\frac{d\theta}{dt} = 0$	$\frac{d\theta}{dt} = 0$			
		Incălzire	răcire	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	$\frac{d\theta}{dt} > 0$			
		stacionar	răcire	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	$\frac{d\theta}{dt} > 0$			
		răcire	răcire	$\frac{d\theta}{dt} < 0$	$\frac{d\theta}{dt} < 0$			
$0 < i < i_{co}$	$\theta_{Rco} < \theta_{co} < \theta = \theta_R$	Incălzire	Incălzire	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	< 1	acoperitor	Varianta 5 $i = f' = 0,713 i_N$
		Incălzire	stacionar	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	$\frac{d\theta}{dt} < 0$			
		stacionar	răcire	$\frac{d\theta}{dt} < 0$	$\frac{d\theta}{dt} < 0$			
		Incălzire	Incălzire	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	$\frac{d\theta}{dt} > 0$			
		stacionar	Incălzire	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	$\frac{d\theta}{dt} > 0$			
		răcire	răcire	$\frac{d\theta}{dt} < 0$	$\frac{d\theta}{dt} < 0$			
$0 \leq i < i_{co}$	$\theta_{Rco} < \theta_{co} < \theta = \theta_R$	Incălzire	Incălzire	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	< 1	defavorabil	Varianta 3 Incălzire: $i = 0,4 i_N$ $T_{co} = 30,8 \text{ min}$ $T_R = 34,8 \text{ min}$ $T_g = 32,3 \text{ min}$
		Incălzire	stacionar	$\frac{d\theta}{dt} < 0$	$\frac{d\theta}{dt} < 0$			
		stacionar	stacionar	$\frac{d\theta}{dt} < 0$	$\frac{d\theta}{dt} < 0$			
		Incălzire	Incălzire	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	$\frac{d\theta}{dt} > 0$			
		stacionar	Incălzire	$\frac{d\theta}{dt} > 0$	$\frac{d\theta}{dt} > 0$			
		răcire	răcire	$\frac{d\theta}{dt} < 0$	$\frac{d\theta}{dt} < 0$			

1) a) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; b) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; c) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; d) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; e) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; f) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; g) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; h) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; i) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; j) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; k) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; l) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; m) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; n) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; o) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; p) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; q) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; r) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; s) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; t) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; u) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; v) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; w) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; x) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; y) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$; z) la $i = 0$ se obține $\theta_{co} = \theta_{Rco}$.

acest rezultat depind de mai mulți factori, după cum urmează :

α) La calculul supratemperaturii staționare : sarcina la care funcționează MEA (I/I_N), condițiile de ventilație reale (X) și temperatura mediului de răcire (T_a prin intermediul lui Q) [rel. (3.107) și fig.3.16]. Ultimii doi factori determină valoarea sarcinii relative I'/I_N [rel.(3.109) și fig.3.15].

β) In cazul unui regim termic tranzitoriu de încălzire sau de răcire : față de factorii de influență de sub pot. α), mai intervine supratemperatura la care a ajuns MEA în momentul considerat ($\mathcal{J}_R/\mathcal{J}_{R\infty}$) [rel.(3.108) și fig.3.18].

- La calculul supratemperaturii staționare \mathcal{J}_∞ , rezultatul este defavorabil numai dacă sarcina relativă depășește valoarea I'/I_N (fig.3.16 și tab.3.9) și atunci diferența dintre \mathcal{J}_∞ și $\mathcal{J}_{R\infty}$ este cu atât mai mare, cu cât sarcina este mai mare. Dacă $0 < I < I'$, atunci se obține un rezultat acoperitor, adică $\mathcal{J}_\infty > \mathcal{J}_{R\infty}$. Se obține $\mathcal{J}_\infty = \mathcal{J}_{R\infty}$ la $I = I'$ și la $I = 0$, adică la mersul în gol ideal și la mașina în repaus.

- Din cauza fenomenului R(\tilde{T}_R), la $I > 0$ și la aceeași valoare $P(c) = \text{const.}$, variația în funcție de timp "reală" a supratemperaturii MEA, față de cea cf.TC, este :

- mai lentă la încălzire și mai rapidă la răcire, în domeniul $\mathcal{J}_R < \mathcal{J}'_R$;
- mai rapidă la încălzire și mai lentă la răcire, în domeniul $\mathcal{J}_R > \mathcal{J}'_R$.

Nu mai la $I = 0$ sau în momentul $\mathcal{J}_R = \mathcal{J}'_R$ cele două curbe de încălzire, sau de răcire, comparate au aceeași pantă (fig.3.18 și tab.3.9).

Valoarea \mathcal{J}'_R a supratemperaturii, în raport cu care se apreciază caracterul rezultatului calculelor clasice în cazul unui regim termic tranzitoriu (v.și tab.3.10), este determinată numai de clasa de izolație a MEA și de temperatura mediului de răcire [rel.(3.112)].

Tabelul 3.10. Sinteză privind caracterul rezultatului calculelor clasice în cazul unui regim termic tranzitoriu.

Domeniul de variație a supratemperaturii	Caracterul rezultatului calculelor clasice
$\mathcal{J}_R < \mathcal{J}'_R$	Acoperitor
$\mathcal{J}_R = \mathcal{J}'_R$	Egal cu cel real
$\mathcal{J}_R > \mathcal{J}'_R$	Defavorabil

- In funcție de valoarea sarcinii (I/I_N) și a supratempera-

turii ($\mathcal{V}_R / \mathcal{V}_{R\infty N}$), precum și în funcție de condițiile de răcire reale (X și τ_a) sînt posibile situații cînd felul procesului termic "real" (de încălzire, staționar sau de răcire) diferă de cel evidențiat prin formulele TC (fig.3.19 și tab.3.9).

- La aplicarea formulelor TC pentru calculul puterii și verificarea la încălzire a MSA funcționînd într-un regim termic nestaționar, caracterul rezultatului este determinat de domeniul de variație al mărimilor I și \mathcal{V}_R în raport cu valorile 0 și respectiv \mathcal{V}'_R . Rezultatul calculelor bazate pe formulele TC este cu atît mai diferit de cel "real", cu cît sarcina este mai mare și cu cît supratemperatura reală diferă mai mult de \mathcal{V}'_R .

- Dacă în cazul unui regim termic nestaționar supratemperatura \mathcal{V}'_R se găsește în centrul de greutate al domeniului de variație a supratemperaturii reale \mathcal{V}_R , atunci erorile TC datorite ipotezei 5b) se compensează într-o oarecare măsură de-a lungul ciclului de calcul; în cazul unui regim cu sarcină variabilă, curbele de încălzire respectiv de răcire calculate se situează cînd deasupra, cînd dedesubtul celor reale. Rezultă că în aceste condiții, în ceea ce privește influența ipotezei 5b), formulele TC pot sta la baza elaborării unor metode de calcul pentru alegerea puterii și verificarea la încălzire a MSA.

- Pe baza analizei efectuate se recomandă includerea în calcul a fenomenului R (τ_R), sub forma stabilită la punctul 3.5.2, cu atît mai mult, cu cît inegalitățile $I > I'$ și $\mathcal{V}_{Rm} > \mathcal{V}'_R$ sînt mai pronunțate. Prin \mathcal{V}_{Rm} s-a notat valoarea medie a supratemperaturii reale de-a lungul ciclului de calcul. Valorile I' și \mathcal{V}'_R se determină cu ajutorul relațiilor (3.109) și respectiv (3.112).

În o MSA dată, diagrama de încălzire cf. TC diferă de cea "reală" cu atît mai mult, cu cît sarcina este mai mare și cu cît condițiile de răcire sînt mai slabe.

3.6. Influența ipotezei : 6b) c = const.

TC nu ține seamă de faptul că, în realitate, căldura specifică a materialelor din care sînt alcătuite MSA crește cu temperatura [175]. Influența acestui fenomen, care se manifestă numai într-un regim termic tranzitoriu prin creșterea cu temperatura a mărimii T [v. rel. (1.2 și (1.30)], este relativ mică, fapt pentru care în literatură [1, 63] se propune efectuarea calculelor cu o valoare medie [175] :

$$c_m = \frac{1}{\tau_2 - \tau_1} \int_{\tau_1}^{\tau_2} c_r d\tau, \quad (3.116)$$

unde, în general, $\tau_1 = 0^\circ\text{C}$ și $\tau_2 = 100^\circ\text{C}$ și unde prin $c_r(\tau)$ s-a notat valoarea reală, dependentă de temperatură a căldurii specifice.

Dacă însă, în conformitate cu cele arătate mai înainte se determină valoarea mărimii T pe cale experimentală, pentru condițiile regimului nominal, adică valoarea T_N respectiv T_{RN} , atunci aceasta evidențiază valoarea maximă a căldurii specifice, adică $c_{rN} = c_r \max$ deoarece pentru orice moment există condiția $\tau_{\max} \leq \tau_N$.

Dacă se marchează cu indicele "r" valorile supratemperaturii "reale", corespunzătoare luării în considerare a fenomenului $c_r(\tau_r)$, se ține seamă de faptul că $\vartheta_{\infty} = \vartheta_{r\infty}$ și se notează cu c_x valoarea căldurii specifice adoptată în calculele clasice, corespunzătoare la o temperatură τ_x , atunci pe baza relațiilor (1.32), (1.30) și (1.28) se poate scrie :

$$\frac{d\vartheta/dt}{d\vartheta_r/dt} = \frac{c_r}{c_x} \quad (3.117)$$

Rezultatele interpretării rel.(3.117) sînt rezumate în tab.3.11.

Tabelul 3.11. Sinteza rezultatelor interpretării rel.(3.117)

Tipul procesului termic	Domeniul de variație a temperaturii	$\frac{c_r}{c_x}$	$\frac{d\vartheta}{dt} \leftrightarrow \frac{d\vartheta_r}{dt}$	Caracterul rezultatului calculelor clasice
Încălzire	$\tau_r < \tau_x \leq \tau_N$	< 1	$0 < \frac{d\vartheta}{dt} < \frac{d\vartheta_r}{dt}$	defavorabil
	$\tau_x < \tau_r \leq \tau_N$	> 1	$\frac{d\vartheta}{dt} > \frac{d\vartheta_r}{dt} > 0$	acoperitor
Răcire	$\tau_x < \tau_r \leq \tau_N$	> 1	$\frac{d\vartheta}{dt} < \frac{d\vartheta_r}{dt} < 0$	defavorabil
	$\tau_r < \tau_x \leq \tau_N$	< 1	$0 > \frac{d\vartheta}{dt} > \frac{d\vartheta_r}{dt}$	acoperitor

În legătură cu influența ipotezei 6b) asupra rezultatelor calculelor clasice se rețin următoarele concluzii :

- influența ipotezei 6b) se manifestă numai în cazul calculelor efectuate pentru un regim termic tranzitoriu ;

- din cauza fenomenului $c_r(\tau_r)$, la aceeași valoare a pierderilor totale, variația în funcție de timp "reală" a temperaturii MEA, față de cea cf.TC, este mai rapidă în domeniul $\tau_r < \tau_x$ și mai lentă în domeniul $\tau_r > \tau_x$, atât la încălzire, cât și la răcire ;

- din punctul de vedere al solicitării termice a MEA dimensionate cu ajutorul formulelor TC se recomandă ca valoarea temperaturii τ_x să fie cf.tab.3.5.;

- în cazul unui regim cu sarcină variabilă, cînd diagrama de încălzire se compune din curbe de încălzire și de răcire care se succed într-o ordine dată, erorile de calcul datorite ipotezei 6b)

se compensează într-o oarecare măsură de-a lungul ciclului de calcul, chiar dacă $\tau_x = \tau_N$.

3.7. Observații privind denumirea mărimii T.

TC are la bază mărimea T definită prin relația (1.30), considerată constantă și denumită "constantă de timp termică", a cărei valoare influențează pronunțat solicitarea termică a MSA în cazul unui regim termic tranzitoriu. Dar, în realitate, așa cum rezultă din analiza prezentată în cadrul punctelor 3.2,...3.6 și cum de altfel s-a sesizat încă de la început de către mai mulți cercetători [86,101, 102], mărimea T nu este constantă, ci variază într-un mod complex în funcție de mai mulți factori, cum sînt : valoarea și durata sarcinii, regimul termic anterior momentului considerat, valorile temperaturii mediului de răcire și supratemperaturii mașinii și intensitatea ventilației în momentul considerat. De aceea, denumirea de "constantă" de timp termică este improprie.

Bazat pe cele de mai sus se propune :

- adoptarea pentru mărimea T a denumirii de "factor de timp termic", ceea ce corespunde și cu propunerile exprimate de alți autori [63,86,102];

- adoptarea denumirii de "constantă de timp termică" numai pentru acea valoare a factorului de timp termic, care corespunde la funcționarea MSA în condițiile regimului nominal și la supratemperatura nominală, adică pentru T_N , respectiv pentru T_{RN} .

3.8. Concluzii finale și recomandări.

Evidențierea analitică globală a influenței tuturor ipotezelor TC asupra preciziei calculelor conduce la ecuații practic imposibil de interpretat din punct de vedere fenomenologic, din cauza multitudinii parametrilor. De aceea, în capitolul de față, studiul propus a fost efectuat separat pentru fiecare ipoteză simplificatoare.

Rezultatele cercetărilor efectuate, atât pentru regimul termic staționar, cît și pentru regimul termic tranzitoriu de încălzire și de răcire, sînt concretizate în concluzii și recomandări utile privind

- factorii care influențează exactitatea rezultatelor calculelor efectuate cu formulele TC ;

- caracterul influenței fiecărei ipoteze simplificatoare din punctul de vedere al solicitării termice reale a MSA dimensionate pe baza TC ;

- posibilitățile de extindere a TC și de apropiere a rezultatelor calculate de cele reale prin stabilirea potrivită a datelor inițiale.

Pe baza concluziilor parțiale rezultate cu privire la influența fiecărei ipoteze simplificatoare în parte se pot deduce concluziile cu caracter general prezentate în continuare.

- Datorită ipotezelor simplificatoare admise formulele TC conduc la un rezultat care diferă, în general, de cel real și care din punctul de vedere al solicitării termice a MEA poate avea unul din următoarele caractere : "acoperitor", "egal cu cel real" sau "defavorabil", atât la calculul curbelor de încălzire și de răcire, cât și la calculul supratemperaturii staționare. Legea după care variază supratemperatura reală diferă, în general, de legea exponențială cf.TC.

- Caracterul rezultatului calculelor clasice depinde de o serie de factori, cum sînt : valoarea și domeniul de variație a sarcinii și a supratemperaturii, regimul termic anterior momentului considerat și condițiile de răcire reale, reprezentate prin temperatura mediului de răcire și prin intensitatea ventilației. Influența calitativă și cantitativă a acestor factori, respectiv valoarea și semnul erorii relative cu care este afectat rezultatul calculelor clasice, diferă după felul regimului termic și după modul de stabilire a datelor de calcul.

- În funcție de valoarea mărimilor care caracterizează regimul termic al MEA, respectiv condițiile de încălzire și de răcire ale acestora, sînt posibile situații cînd felul procesului termic real (de încălzire, staționar sau de răcire) diferă de cel evidențiat de formulele TC.

- În cazul efectuării calculelor pentru un ciclu al unui servicii cu sarcină variabilă, respectiv al unui regim termic nestaționar, precizia cu care se obține supratemperatura medie pe ciclu cf. TC depinde de domeniul de variație a supratemperaturii și a sarcinii în raport cu anumite valori caracteristice, cum sînt : \mathcal{D}_1' - rel.(3.21), $(\mathcal{D}_2/\mathcal{D}_1)_{cr}$ - rel.(3.22), I_{cr} - rel.(3.23), \mathcal{D}_x - tab.3.5, \mathcal{D}_R - rel.(3.112). În funcție de aceasta este măsura în care se compensează erorile de calcul corespunzătoare diferitelor intervale de timp din ciclu.

Felul serviciului, în funcție de care rezultă felul și caracteristicile regimului termic al MEA, are o influență hotărîtoare asupra preciziei rezultatului calculelor efectuate cu admiterea ipotezelor TC.

- Bazîndu-se pe cercetări efectuate pentru anumite cazuri particulare, informațiile transmise prin literatura de specialitate cu privire la influența ipotezelor TC asupra preciziei calculelor

nu au un caracter general și nu sînt suficiente pentru a ajunge la concluzii valabile în orice caz. Dimpotrivă, bazat numai pe datele existente în literatură, se ajunge la concluzii greșite (v.pct. 3.2.2.4 și 3.5.3.3). De asemenea, o serie de formule prezentate în literatură pentru luarea în considerare a unor fenomene neglijate de TC nu sînt potrivite pentru calculele practice (v.pct.3.5.2.1).

- Din punctul de vedere al solicitării termice a MEA, diferitele fenomene neglijate prin ipotezele TC acționează în sens contrar și se compensează într-o oarecare măsură. Ponderea diferitelor influențe și măsura în care ele se compensează depinde de construcția MEA și de regimul termic determinat de serviciul de exploatare al acesteia.

- Includerea în calcule a tuturor fenomenelor neglijate prin ipotezele TC conduce la expresii complicate a căror folosire este practic imposibilă, chiar și la utilizarea mijloacelor moderne de calcul, datorită necunoașterii multora dintre datele inițiale necesare. Prin alegerea potrivită a unui număr relativ redus de date de calcul există posibilitatea îmbunătățirii rezultatelor calculelor efectuate cu formulele mai simple ale TC. În acest sens, în cadrul capitolului de față, se fac recomandări concrete pentru a reduce erorile de calcul, respectiv pentru ca rezultatul calculelor să nu fie defavorabil din punctul de vedere al solicitării termice a MEA dimensionate.

Se rețin următoarele recomandări cu caracter general :

- a)- în toate cazurile valoarea datelor de calcul să fie stabilită în funcție de regimul termic al MEA și de domeniul de variație a sarcinii și a supratemperaturii acesteia ;
- b)- pentru mărimile A și T să se ia în considerare valori globale, medii și echivalente, determinate pe baza unor date experimentale;
- c)- lista datelor de catalog ale MEA să fie completată cu următoarele mărimi: α , T_N , β_p , A_N și ν_N .

- Concluziile studiului efectuat în cadrul acestui capitol explică, cel puțin în parte, constatarea rezultată din experiența de proiectare a AE, că metodele de calcul pentru dimensionarea la încălzire a puterii MEA, elaborate pornind de la formulele TC și bazate pe încălzirea medie pe ciclul de calcul la funcționarea MEA într-un regim termic nestaționar, conduc la rezultate care concordă, în general, cu cele practic necesare. Ipotezele TC pot fi admise la proiectarea AE, dar nu și la proiectarea MEA. La proiectarea MEA, prin dimensionarea corespunzătoare a părților componente active și adoptarea unui sistem de ventilație adecvat, trebuie să se urmăreas-

că uniformizarea cîmpului temperaturilor din interiorul acestora.

3.9. Aprecierea contribuțiilor originale.

Ca o apreciere generală se poate arăta că prin modul de formulare și de rezolvare a problemelor întregul conținut al capitolului de față aparține autorului. În detaliu, contribuțiile originale aduse de autor pot fi rezumate în felul arătat în continuare.

- Formularea problemei și stabilirea răspunsului la întrebarea interesantă pentru practica proiectării și exploatarea AE, dacă rezultatele calculelor "convenționale", efectuate cu admiterea ipotezelor TC, sînt acoperitoare sau defavorabile din punctul de vedere al solicitării termice a MEA și în ce măsură.

- Sinteza fenomenelor neglijate prin ipotezele TC și evidențierea importanței acestor fenomene (v.pct.3.2.1, 3.3.1, 3.4, 3.5.1 și 3.6).

- Stabilirea metodei și a relațiilor de calcul pentru studiul analitic calitativ și cantitativ al influenței fiecărei ipoteze simplificatoare asupra preciziei rezultatelor calculelor clasice, atât în cazul unui regim termic tranzitoriu de încălzire și de răcire, cît și în cazul unui regim termic staționar (v.pct.3.1, 3.2.2.1, 3.3.2.1, 3.5.3.1 și 3.6).

- Interpretarea grafică și analitică a relațiilor stabilite pentru compararea curbelor de încălzire și de răcire clasice, exponențiale, cu cele considerate reale (v.pct.3.2.2.2, 3.3.2.2, 3.5.3.2 și 3.6), exemplificarea numerică a situațiilor comparate (v.pct. 3.2.2.3, fig.3.13 și 3.15, ...3.19 și tab.3.3, 3.8 și 3.9), deducerea unor concluzii utile pentru practică și stabilirea unor recomandări concrete privind îmbunătățirea rezultatelor calculelor bazate pe formulele TC prin stabilirea potrivită a datelor de calcul în funcție de regimul termic al MEA și de domeniul de variație a sarcinii și a supratemperaturii acesteia (v.pct.3.2.2.4, 3.3.2.3, 3.3.3, 3.4, 3.5.1, 3.5.3.3, 3.6 și 3.8).

- Stabilirea caracterului (acoperitor, egal cu cel real sau defavorabil) rezultatului calculelor bazate pe formulele TC, datorită fiecărei ipoteze simplificatoare, în funcție de felul regimului termic (tranzitoriu de încălzire, tranzitoriu de răcire și staționar) și evidențierea factorilor care influențează precizia calculelor clasice în fiecare regim (v.pct.3.2.2, 3.3.2, 3.5.2.3, 3.5.3 și 3.6, tab.3.1, ...3.4, 3.9, 3.10 și 3.11 și fig.3.2, 3.3, 3.6, 3.7, 3.8, 3.15, 3.16 și 3.18).

- Precizarea condițiilor în care felul procesului termic (de încălzire, staționar sau de răcire) evidențiat de formulele TC dife-

ră de cel real (pct.3.2.2.2, 3.3.2.2 și 3.5.3.2, tab.3.1, 3.3 și 3.9 și fig.3.4, 3.7a, 3.7c și 3.19).

- Propunerea unei metode de corecție pentru reducerea erorilor datorită neglijării fenomenului $\Lambda(\mathcal{V}_y)$, respectiv pentru a evita ca aceste erori să fie defavorabile din punctul de vedere al solicitării termice în exploatare a MEA, elaborarea recomandărilor pentru aplicarea practică a metodei propuse (v.pct.3.3.2.1 și 3.3.3 și tab.3.5) și întocmirea unei nomograme în acest sens (v.pct.3.3.4).

- Propunerea mărimii X cf.rel.(3.84) (v.și nomograma din fig. 3.9) ca factor de corecție în funcție de condițiile de răcire reale, în locul mărimii β , asigurând astfel și evidențierea fenomenului $\Lambda(\mathcal{V}_y)$.

- Recomandarea efectuării calculelor clasice cu o valoare a pierderilor în fier și prin frecare corespunzătoare stării reci a MEA, sau corespunzătoare unei temperaturi egale cel mult cu temperatura medie reală pe ciclul de calcul, și nu cu o valoare corespunzătoare temperaturii nominale, cum se face în prezent (v.pct.3.5.1).

- Sesizarea dezavantajelor formulelor prezentate în literatură pentru includerea în calcule a fenomenului $R(\mathcal{T}_R)$ (v.pct.3.5.2.1) și elaborarea unei metode de calcul noi caracterizate prin aceea că formulele stabilite sînt potrivite pentru calculele practice, evidențiază și fenomenul $\Lambda(\mathcal{V}_y)$ (v.pct.3.5.2) și, în afară de sarcina relativă (I/I_N) , conțin numai mărimi care, pentru anumite condiții de răcire date, constituie constante caracteristice ale MEA.

- Definirea mai precisă a raportului pierderilor α sub forma rel.(3.80).

- Stabilirea domeniului mărimilor caracteristice Y , Z și Q și precizarea factorilor care influențează acest domeniu (v.pct. 3.5.2.3 și fig.3.10, 3.11 și 3.12).

- Evidențierea influenței temperaturii mediului de răcire asupra suprateperaturii staționare a MEA, datorită fenomenului $R(\mathcal{T}_R)$ (v.pct.3.5.2.3 și 3.5.3.3).

- Evidențierea faptului că, datorită fenomenului $R(\mathcal{T}_R)$, legea după care se desfășoară procesul termic în înfășurările MEA depinde de valoarea sarcinii și de condițiile de răcire reale și precizarea cazurilor în care procesul termic se desfășoară după una din cele trei legi exprimate prin relațiile (3.89),...(3.91) (v.pct.3.5.2.3, tab.3.7 și fig.3.13 și 3.16).

- Întocmirea unei nomograme pentru rezolvarea operativă a ecuațiilor exponențiale de forma (3.89), (3.91) și (1.17) (v.pct.3.5.2.4

- Precizarea condițiilor în care se recomandă includerea în

calculule a fenomenului $R(\tau_R)$, (v.pct.3.5.3.3).

- Propunerea adoptării denumirii de "factor de timp termic" pentru mărimea T și menținerea denumirii de "constantă de timp termică" numai pentru acea valoare a factorului de timp termic, care corespunde la funcționarea MEA în condițiile regimului nominal și la supratemperatura nominală (v.pct.3.7).

- Sinteza raționamentelor care conduc la precizarea caracterului pe care trebuie și poate să-l aibă mărimea A (capacitatea de transmitere a căldurii de la MEA către mediul înconjurător) din formulele TC (v.pct.3.2.1, 3.3.1, 3.5.2.2, 3.5.2.3 și 3.8).

- Recomandarea completării listei datelor de catalog ale MEA cu mărimile : α , T_N , β_p , A_N și γ_N .

- Evidențierea faptului că precizia rezultatului calculului efectuate cu admiterea ipotezelor TC depinde de felul serviciului care determină domeniul de variație a sarcinii și a supratemperaturii MEA în raport cu anumite valori caracteristice precizate în lucrare.

- Evidențierea faptului că, din punctul de vedere al sollicitării termice a MEA, diferitele fenomene neglijate prin ipotezele TC acționează în sens contrar și se compensează într-o oarecare măsură, depinzînd de construcția MEA și de regimul termic al acesteia.

- Explicarea pe cale analitică a faptului rezultat din experiența de proiectare a AE, că în anumite condiții, precizate în lucrare, prin alegerea potrivită a datelor de calcul, ipotezele TC pot fi admise la proiectarea AE.

4. CERCETARI TEORETICE SI EXPERIMENTALE PRIVIND SOLICITAREA TERMICA SI SARCINA ADMISIBILA A MASINILOR ELECTRICE DE ACTIONARE UTILIZATE IN ALTE CONDITII DECIT CELE NOMINALE.

4.1. Introducere.

In practica industrială apar frecvent cazuri când MEA sînt utilizate în alte condiții decît cele nominale pentru care au fost construite. Aceste cazuri pot fi împărțite în următoarele două categorii :

a) - felul serviciului real diferă de serviciul nominal tip al MEA (v.pct.1.6) ;

b) - condițiile de răcire reale diferă de cele nominale (v.pct.1.6.1).

In toate cazurile amintite sarcina admisibilă din punctul de vedere al încălzirii MEA diferă de cea nominală.

Proiectanții de AE și toți cei care exploatează instalații de acest fel trebuie să poată determina rapid, cu formule relativ simple și cu un număr de date inițiale necesare puține și ușor de stabilit, sarcina admisibilă a MEA în condițiile reale date, fără a depăși solicitarea termică admisibilă în funcție de clasa de izolație.

In cadrul capitolului de față se prezintă prin contribuții originale o metodă generală de calcul pentru determinarea, sub o formă unitară, a sarcinii admisibile a MEA utilizate în alte condiții decît cele nominale și se verifică experimental pentru cazul complex al acționării mecanismului de excăvare-ridicare al unui excavator.

4.2. Expresia generală a sarcinii relative admisibile la funcționarea mașinilor electrice de acționare în alte condiții decît cele nominale.

Admițînd ipotezele TC, pe baza rel.(3.77), (1.31), (1.36) și (3.54) se poate exprima suprasarcina relativă termică admisibilă în condițiile de funcționare reale, precizate prin indicele γ , sub forma :

$$\sigma_{t\gamma} = \frac{S_{\infty\gamma}}{S_N} = \frac{S_{\infty N}}{S_N} \frac{S_{\infty\gamma}}{S_{\infty N}} = \sigma_{tN} \frac{P_Y/A_Y}{P_N/A_N} = \frac{\sigma_{tN}}{\beta_Y} \frac{\alpha + (I_Y/I_N)^2}{\alpha + 1}, \quad (4.1)$$

de unde rezultă expresia generală căutată :

$$\sigma_Y = \frac{P_Y}{P_N} \approx \frac{M_Y}{M_N} \approx \frac{I_Y}{I_N} = \sqrt{\frac{\sigma_{t\gamma}}{\sigma_{tN}} \beta_Y (\alpha + 1) - \alpha}, \quad (4.2)$$

aplicabilă MEA fabricate pentru orice servicii nominal tip (evidențiat prin σ_{tN}) și utilizate în orice condiții de funcționare reale

în care pierderile k pot fi considerate constante.

La aplicarea relației (4.2) valorile mărimilor κ , β_Y , σ_{tN} și σ_{tY} se determină astfel: κ - cu ajutorul rel. (3.80), β_Y - pe baza deosebirii dintre condițiile de ventilație reale în timpul funcționării în sarcină și cele nominale (v. pct. 3.3.3 și 4.5.4.3), σ_{tN} și σ_{tY} - sub forma arătată la pct. 4.3.

În cazul luării în considerare a fenomenului $R(\tau_R)$, pe baza metodicii de calcul stabilite la pct. 3.5.2, scriind rel. (3.83) sub forma:

$$\sigma_{tRY} = \frac{\mathfrak{F}_{R\infty Y}}{\mathfrak{F}_N} = \sigma_{tRN} \frac{Z + Q_Y (I_{RY}/I_N)^2}{X_Y - Y (I_{RY}/I_N)^2}, \quad (4.3)$$

se poate deduce expresia sarcinii relative admisibile a MEA, funcționând în diferite condiții, sub forma generală:

$$\sigma_{RY} = \frac{P_{RY}}{P_N} \approx \frac{M_{RY}}{M_N} \approx \frac{I_{RY}}{I_N} = \sqrt{\frac{X_Y \sigma_{tRY} / \sigma_{tRN} - Z}{Y \sigma_{tRY} / \sigma_{tRN} + Q_Y}}, \quad (4.4)$$

unde σ_{tRN} și σ_{tRY} se determină sub forma arătată la pct. 4.3.

Dacă în expresiile (3.85), (3.86) și (3.87) ale mărimilor Y , Z , respectiv Q_Y se admite $\alpha_{(c)} = 0$, adică $Y = 0$, $Z = \kappa/(\kappa+1)$ și $Q_Y = 1/(\kappa+1)$, și dacă în expresia (3.84) a mărimii X_Y se admite $\nu = 1$, adică $X_Y = \beta_Y$, atunci rel. (4.4) ajunge la forma (4.2).

Avantajul principal al rel. (4.2) și (4.4) constă în aceea că, prin stabilirea formulelor de calcul ale mărimilor σ_{tN} și σ_{tY} , respectiv σ_{tRN} și σ_{tRY} , pentru serviciile de exploatare tip, se asigură determinarea ușoară, sub formă unitară, a sarcinii admisibile din punctul de vedere al încălzirii în cazul oricărei variante de combinație între tipul serviciului nominal și cel al serviciului real, respectiv în toate situațiile de utilizare a MEA în alte condiții decât cele nominale.

Prin aplicarea relației generale (4.2) se ajunge la formulele particulare stabilite pentru unele situații concrete tratate în literatura de specialitate [2, 30, 39, 49, 89] și în lucrările autorului [9, 11, 14, 19].

4.3. Suprasarcina relativă termică admisibilă a mașinilor electrice de acționare.

4.3.1. Stabilirea formulelor de calcul.

Expresiile suprasarcinii relative termice admisibile definite sub forma generală $\sigma_{tY} = \mathfrak{F}_{\infty Y} / \mathfrak{F}_N$, respectiv $\sigma_{tRY} = \mathfrak{F}_{R\infty Y} / \mathfrak{F}_N$, se stabilesc mai întâi pentru cazul general al unor condiții de funcționare diferite de cele nominale și apoi se particularizează

pentru condițiile nominale ($\gamma \rightarrow N$).

Valorile σ_{tY} și σ_{tN} , sau σ_{tRY} și σ_{tRN} sînt necesare la calculul sarcinii relative admisibile σ_Y , respectiv σ_{RY} (v.pct. 4.2), iar valoarea σ_{tRN} trebuie cunoscută la determinarea mărimilor T_R și $\mathcal{J}_{R\infty}$ (v.pct.3.5.2.2.).

Valoarea, respectiv expresia suprasarcinii relative termice admisibile se stabilește în fiecare caz pe baza condiției, ca în timpul funcționării reale supratemperatura MEA să nu depășească valoarea nominală \mathcal{J}_N . La efectuarea demonstrației trebuie să se facă distincție între următoarele două categorii de servicii de exploatare reale :

a1) servicii cu funcționare neîntreruptă, de scurtă durată sau intermitentă periodică și cu sarcină constantă (sau puțin variabilă) neîntreruptă, de scurtă durată sau intermitentă periodic, respectiv cu diagrama de sarcină adusă la forma idealizată de sub nr.crt.1,3(4,5),6 [7,8,(9)],11 [12,13,14,(15,16)],17[19,20,21,(22,23)] din tab.1.1. ;

a2) servicii cu funcționare neîntreruptă, de scurtă durată sau intermitentă neperiodică și cu sarcină variabilă aleatoriu, cum este cazul serviciilor de sub nr.crt.2,10,18 și 24 din tab.1.1, cînd se aplică una din variantele metodei mărimilor echivalente (v.pct.1.5).

Cazul serviciilor reale din categoria a1). Deducerea formulelor pentru calculul suprasarcinii relative termice admisibile se face mai întîi cu luarea în considerare a fenomenului $R(\tilde{T}_R)$, aplicînd metodică de calcul stabilită la pct.3.5.2, și apoi se particularizează pentru cazul admiterii tuturor ipotezelor TC, adică admitînd $\alpha_{(c)} = 0$ [$Y=0$, $Z = \kappa/(\kappa+1)$ și $Q = 1/(\kappa+1)$] și $X_Y = \beta_Y$.

Demonstrațiile se bazează în principiu pe aplicarea rel.(3.89), considerînd că la sfîrșitul duratei de funcționare în sarcină $\mathcal{J}_R = \mathcal{J}_N$.

Rezultatele demonstrațiilor sînt concentrate în tab.4.1, alături de caracterizarea grafică a regimului termic corespunzător serviciului tip considerat.

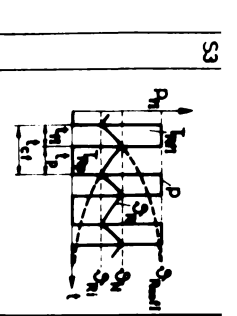
În legătură cu modul de stabilire a rezultatelor concentrate în tab.4.1 se mai precizează cele ce urmează.

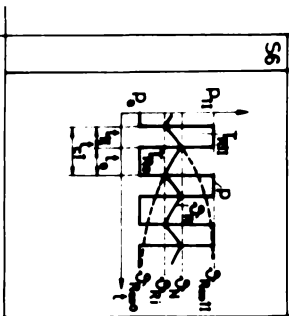
Prin analogie cu expresia (3.84) și folosind rel.(3.72), (3.82) și (4.4) se notează :

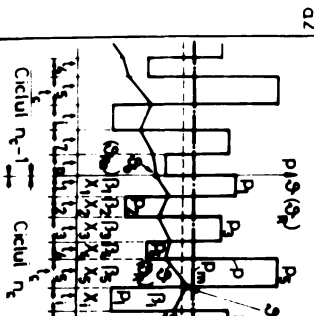
$$X_{RY} = \frac{A_{RY}}{A_{RN}} = \frac{T_{RN}}{T_{RY}} = \frac{X_Y - Y \sigma_{RY}^2}{1 - Y} = \frac{X_Y Q_Y + YZ}{(1-Y)(Y \sigma_{tRY} / \sigma_{tRN} + Q_Y)} \quad , \quad (4.5)$$

Tabelul 4.1. Suprasarcina relativă termică admisibilă a mașinilor electrice de acționare utilizate în diferite condiții.

Serviciul cod tip regim	Caracterizarea regimului termic	Relații de calcul			Indicarea serviciilor reale cf tab. 1.1	
		G_{R1} — cu luarea în considerare a fenomenelor $R(T)$ și $A(S)$ In condițiile reale	G_{R2} — cu luarea în considerare a fenomenelor $R(T)$ și $A(S)$ In condițiile nominale	G_{R3} — cu luarea în considerare a fenomenelor $R(T)$ și $A(S)$ In condițiile reale		
S1		$G_{R1} = 1$ (4.10)	$G_{R1} = 1$ (4.11)	$G_{R1} = 1$ (4.12)	1	
S2		$G_{R2} = \frac{1}{1 - \frac{X_{Rm} t_c}{T_{RN}}}$ (4.14) $G_{R2} = \frac{Q_{IS}}{G_{RN} \frac{X_{IS} Q_{IS} + YZ}{1 - Y} - Y} < G_{R2}$ (4.14a)	$G_{R2} = \frac{1}{1 - \frac{t_{SN}}{T_{RN}}}$ (4.15) $t_{SN} = 10, 30, 60 \text{ sau } 90 \text{ min. [178, pct. 4.6.2.a-b]}$	$G_{R2} = \frac{1}{1 - \frac{\beta_{IS} t_c}{T_{RN}}}$ (4.16)	11, 14 (15, 16)	
S2 (DKB)		$G_{R2} = \frac{1}{1 - \frac{X_{Rm} t_c}{T_{RN}}}$ (4.18) $G_{R2} = \frac{1 - e^{-\frac{X_{Rm} t_c}{T_{RN}}}}{\frac{X_{Rm} t_c}{T_{RN}}}$ (4.18a)		$G_{R2} = \frac{1 - e^{-\beta_{IS} t_c}}{\beta_{IS} t_c}$ (4.19)	3, 4, 5	
S3		$G_{R3} = 1/D_{AIR}$ (4.20) $D_{AIR} = \frac{1 - e^{-\frac{X_{R1} D_{AIR} t_c}{T_{RN}}}}{X_{R1} D_{AIR} t_c / T_{RN}}$ (4.21) $G_{R3} = \frac{1}{D_{AIR}} = \frac{D_{AIR} + Q_{11} \frac{X_{11} Q_{11} + YZ}{X_{11} Q_{11} + YZ}}{D_{AIR} D_{AIR} - Y \frac{X_{11} Q_{11} + YZ}{X_{11} Q_{11} + YZ}} > G_{R3}$ (4.20a)	$G_{R3} = 1/D_{AIRN}$ (4.22) $D_{AIRN} = \frac{1 - e^{-\frac{D_{AIRN} t_{cN}}{T_{RN}}}}{D_{AIRN} t_{cN} / T_{RN}}$ (4.23) $G_{R3} = \frac{1}{D_{AIRN}} = \frac{D_{AIRN} + X_{RN}(1 - D_{AIRN})}{D_{AIRN} - X_{RN}(1 - D_{AIRN})} \frac{\alpha_{eN} \beta_{eN}}{\alpha_{eN} \beta_{eN} + 1 - \alpha_{eN} \beta_{eN}} > G_{R3}$ (4.22a) $D_{AIRN} = 0,15; 0,25; 0,40 \text{ sau } 0,60; t_{cN} = 10 \text{ min. [178, pct. 4.6.2.a-c]}$	$G_{R3} = 1/D_{AIR}$ (4.24) $G_{R3} = 1/D_{AIR}$ (4.24a) $D_{AIR} = \frac{1 - e^{-\frac{\beta_{11} D_{AIR} t_c}{T_{RN}}}}{\beta_{11} D_{AIR} t_c / T_{RN}}$ (4.25) $D_{AIR} = \frac{1 - e^{-\frac{\beta_{11} D_{AIR} t_c}{T_{RN}}}}{\beta_{11} D_{AIR} t_c / T_{RN}} < D_{AIR}$ (4.25a)	17, 19, 20, 21 (22, 23)	
S6		$G_{R6} = \frac{1 - \frac{S_{Rmax}(1 - D_{AIR})}{S_N}}{D_{AIR}}$ (4.28) $D_{AIR} = \frac{1 - e^{-\frac{X_{R1} D_{AIR} t_c}{T_{RN}}}}{X_{R1} D_{AIR} t_c / T_{RN}}$ (4.29) $G_{R6} = \frac{1 - e^{-\frac{X_{Rm} t_c}{T_{RN}}}}{D_{AIR} + Q_{11} \frac{X_{11} Q_{11} + YZ}{X_{11} Q_{11} + YZ}} > G_{R6}$ (4.28a)	$G_{R6} = \frac{1}{1 - (1 - Z)(1 - D_{AIRN}) \frac{1 - (1 - \frac{t_{cN}}{T_{RN}})^2}{1 - Y(1 - \frac{t_{cN}}{T_{RN}})^2}}$ (4.30) $D_{AIRN} = \frac{1 - e^{-\frac{D_{AIRN} t_{cN}}{T_{RN}}}}{D_{AIRN} t_{cN} / T_{RN}}$ (4.31) $G_{R6} = \frac{1 - e^{-\frac{X_{Rm} t_c}{T_{RN}}}}{D_{AIRN} + X_{RN}(1 - D_{AIRN})} \frac{1 + \alpha_{eN}(\beta_{eN} - \beta_{eN})}{1 - (1 - D_{AIRN}) \frac{1 - (1 - \frac{t_{cN}}{T_{RN}})^2}{1 - Y(1 - \frac{t_{cN}}{T_{RN}})^2}} > G_{R6}$ (4.30a)	$G_{R6} = \frac{1 - \frac{S_{Rmax}(1 - D_{AIR}^*)}{S_N}}{D_{AIR}^*}$ (4.32) $D_{AIR}^* = \frac{1 - e^{-\frac{\beta_{11} D_{AIR}^* t_c}{T_{RN}}}}{\beta_{11} D_{AIR}^* t_c / T_{RN}}$ (4.33) $G_{R6} = \frac{1 - e^{-\frac{X_{Rm} t_c}{T_{RN}}}}{\beta_{11} D_{AIR} + \beta_{01}(1 - D_{AIR})} < D_{AIR}^*$ (4.33a)	2, 4, 5, 7, 8, 9, 10, 12, 13, 14, 16, 21 (24)	
Q2		$G_{Re} = \frac{1 - \frac{S_{Rmax}}{S_N} e^{-\frac{X_{Rm} t_c}{T_{RN}}}}{1 - e^{-\frac{X_{Rm} t_c}{T_{RN}}}}$ (4.36) $G_{Re} = \frac{1 - \frac{S_{Rmax}}{S_N} e^{-\frac{X_{Rm} t_c}{T_{RN}}}}{1 - e^{-\frac{X_{Rm} t_c}{T_{RN}}}}$ (4.36a) $0 \leq S_{R0} \leq S_{R0} \leq S_{Rn} = S_N$ $X_{m1} = \frac{1}{t_c} \sum_{i=1}^n X_{i1} = \frac{1}{t_c} \int_0^{t_c} X dt$ (4.37)		$G_{Re} = \frac{1 - \frac{S_{Rmax}}{S_N} e^{-\frac{t_c}{T_{RN}}}}{1 - e^{-\frac{t_c}{T_{RN}}}}$ (4.38) $G_{Re} = \frac{1 - \frac{S_{Rmax}}{S_N} e^{-\frac{t_c}{T_{RN}}}}{1 - e^{-\frac{t_c}{T_{RN}}}}$ (4.38a) $0 \leq S_{R0} \leq S_{R0} \leq S_{Rn} = S_N$ $t_c^* = \sum_{i=1}^n \beta_{i1} t_{i1} = \int_0^{t_c} \beta dt = \beta_m t_c$ (4.39)		
Relații cu caracter general V-1(C), 2(FS), V2(FS), 3(III), 6(III), 6(III), 6(III), V-N(CN), N2(FSN), N3(FIN), N4(FIN)		$D_{A1} = \frac{1}{t_c} \int_0^{t_c} P dt$ (1.24) $X_{R1} = \beta_{11} \frac{S_{Rmax}}{S_N}$ (1.25) $Y = \frac{\alpha_{e1} \beta_{e1} G_{RN} (1 - \beta_{e1})}{1 - \alpha_{e1} \beta_{e1} - \beta_{e1} G_{RN}}$ (3.85) $Z = \frac{\alpha_{e1} \beta_{e1} G_{RN} (1 - \beta_{e1})}{1 - \alpha_{e1} \beta_{e1} - \beta_{e1} G_{RN}}$ (3.86) $Q_{V1} = \frac{X_{R1} + \alpha_{e1} \beta_{e1} G_{RN} (1 - \beta_{e1})}{1 - \alpha_{e1} \beta_{e1} - \beta_{e1} G_{RN}}$ (3.87)	$X_{R1} = \frac{X_{R1} + YZ}{(1 - Y) \frac{Y}{G_{RN}} + Q_{V1}}$ (4.5) $X_{RN} = 1; X_{RN} = 1$ $X_{R0} = \frac{X_{R1} - Y(1 - \frac{t_{cN}}{T_{RN}})^2}{1 - Y}$ $X_{R0} = \frac{X_{R1} - Y(1 - \frac{t_{cN}}{T_{RN}})^2}{1 - Y}$	$Y + Q_{V1} = 1 - Z$ (4.6) $Q_{V1} + YZ = (1 - Z)(1 - Y)$ (4.7) $Q_{V1} = Q_{IS} \text{ sau } Q_{11}$	$G_{R1} = \frac{Z + Q_{V1}(1 - \frac{t_{cN}}{T_{RN}})^2}{S_N}$ (4.8) $G_{R1} = \frac{Z + Q_{V1}(1 - \frac{t_{cN}}{T_{RN}})^2}{S_N}$ (4.9) $G_{R1} = \sqrt{\frac{G_{RN}}{G_{RN} + Z}}$ (4.22) $G_{R1} = \sqrt{\frac{G_{RN}}{G_{RN} + Z}}$ (4.4)	

<p>S3</p> 	$\sigma_{H3} = 1/D_{A1H} \frac{-X_{H1} D_{A1} t_1 / \sqrt{I_m}}{1 - e^{-[X_{H1} D_{A1} + X_{H2} (1 - D_{A1})] t_1 / \sqrt{I_m}}}$ $D_{A1H} = \frac{1 - e^{-[X_{H1} D_{A1} + X_{H2} (1 - D_{A1})] t_1 / \sqrt{I_m}}}{1 - e^{-[X_{H1} D_{A1} + X_{H2} (1 - D_{A1})] t_1 / \sqrt{I_m}}}$ $\sigma_{H3} = \frac{1}{D_{A1H}} = \sigma_{Hm} \frac{D_{A1} + Q_{H1} \frac{X_1 (1 - D_{A1})}{X_{H1} Q_{H1} + YZ}}{\sigma_{Hm} D_{A1} - Y \frac{X_1 (1 - D_{A1})}{X_{H1} Q_{H1} + YZ}} > \sigma_{H3} \quad (4.20)$	$\sigma_{H3} = 1/D_{A1Hm} \frac{-D_{A1H} t_{1m} / \sqrt{I_m}}{1 - e^{-[D_{A1H} + X_{H2m} (1 - D_{A1H})] t_{1m} / \sqrt{I_m}}}$ $D_{A1Hm} = \frac{1 - e^{-[D_{A1H} + X_{H2m} (1 - D_{A1H})] t_{1m} / \sqrt{I_m}}}{1 - e^{-[D_{A1H} + X_{H2m} (1 - D_{A1H})] t_{1m} / \sqrt{I_m}}}$ $\sigma_{H3} = \frac{1}{D_{A1Hm}} = \sigma_{H3m} \frac{D_{A1H} + X_{H2m} (1 - D_{A1H})}{D_{A1Hm} - X_{H2m} (1 - D_{A1H})} \frac{\alpha_{L2} Z_2}{Z + 1 - \alpha_{L2} \beta_2^2} > \sigma_{H3} \quad (4.22)$ <p>$D_{A1Hm} = 0,15; 0,25; 0,40$ sau $0,60$; $t_{1m} = 10 \text{ min}$; [78, pct. 4.6.2 A-C]</p>	$\sigma_{H3} = 1/D_{A1} \frac{-\beta_1 D_{A1} t_1 / \sqrt{I_m}}{1 - e^{-[\beta_1 D_{A1} + \beta_2 (1 - D_{A1})] t_1 / \sqrt{I_m}}}$ $D_{A1} = \frac{1 - e^{-[\beta_1 D_{A1} + \beta_2 (1 - D_{A1})] t_1 / \sqrt{I_m}}}{1 - e^{-[\beta_1 D_{A1} + \beta_2 (1 - D_{A1})] t_1 / \sqrt{I_m}}}$ $\sigma_{H3} = \frac{1}{D_{A1}} = \sigma_{H3} \frac{1 - e^{-[\beta_1 D_{A1} + \beta_2 (1 - D_{A1})] t_1 / \sqrt{I_m}}}{\beta_1 D_{A1} + \beta_2 (1 - D_{A1})} > \sigma_{H3} \quad (4.23)$
---	---	---	--

<p>S6</p> 	$\sigma_{H6} = \frac{1 - \frac{\sigma_{H6}}{\sigma_{Hm}} (1 - D_{A1H})}{D_{A1H}} \frac{-X_{H1} D_{A1} t_1 / \sqrt{I_m}}{1 - e^{-[X_{H1} D_{A1} + X_{H2} (1 - D_{A1})] t_1 / \sqrt{I_m}}}$ $D_{A1H} = \frac{1 - e^{-[X_{H1} D_{A1} + X_{H2} (1 - D_{A1})] t_1 / \sqrt{I_m}}}{1 - e^{-[X_{H1} D_{A1} + X_{H2} (1 - D_{A1})] t_1 / \sqrt{I_m}}}$ $\sigma_{H6} = \sigma_{Hm} \frac{D_{A1} + Q_{H1} \frac{1 - D_{A1}}{X_{H1} Q_{H1} + YZ} \left[X_0 - Y \left(\frac{1 - \sigma_{H6}}{\sigma_{Hm}} \right)^2 \right] (1 - \frac{\sigma_{H6}}{\sigma_{Hm}})}{X_{H1} Q_{H1} + YZ} \left[X_0 - Y \left(\frac{1 - \sigma_{H6}}{\sigma_{Hm}} \right)^2 \right] (1 - \frac{\sigma_{H6}}{\sigma_{Hm}})} > \sigma_{H6} \quad (4.28)$	$\sigma_{H6} = \frac{1}{D_{A1Hm}} \frac{-D_{A1Hm} t_{1m} / \sqrt{I_m}}{1 - e^{-[D_{A1Hm} + X_{H2m} (1 - D_{A1Hm})] t_{1m} / \sqrt{I_m}}}$ $D_{A1Hm} = \frac{1 - e^{-[D_{A1Hm} + X_{H2m} (1 - D_{A1Hm})] t_{1m} / \sqrt{I_m}}}{1 - e^{-[D_{A1Hm} + X_{H2m} (1 - D_{A1Hm})] t_{1m} / \sqrt{I_m}}}$ $\sigma_{H6} = \frac{1}{D_{A1Hm}} = \sigma_{H6m} \frac{1}{1 - (1 - Z)(1 - D_{A1Hm})} \frac{1 - (1 - \sqrt{1 - \beta_1^2})^2}{1 - Y(\sqrt{1 - \beta_1^2})^2} > \sigma_{H6} \quad (4.30)$ <p>$D_{A1Hm} = 0,15; 0,25; 0,40$ sau $0,60$; $t_{1m} = 10 \text{ min}$; [78, pct. 4.6.2 A-C]</p>	$\sigma_{H6} = \frac{1 - \frac{\sigma_{H6}}{\sigma_{Hm}} (1 - D_{A1})}{D_{A1}} \frac{-\beta_1 D_{A1} t_1 / \sqrt{I_m}}{1 - e^{-[\beta_1 D_{A1} + \beta_2 (1 - D_{A1})] t_1 / \sqrt{I_m}}}$ $D_{A1} = \frac{1 - e^{-[\beta_1 D_{A1} + \beta_2 (1 - D_{A1})] t_1 / \sqrt{I_m}}}{1 - e^{-[\beta_1 D_{A1} + \beta_2 (1 - D_{A1})] t_1 / \sqrt{I_m}}}$ $\sigma_{H6} = \frac{1 - \frac{\sigma_{H6}}{\sigma_{Hm}} (1 - D_{A1})}{D_{A1}} = \sigma_{H6} \frac{1 - e^{-[\beta_1 D_{A1} + \beta_2 (1 - D_{A1})] t_1 / \sqrt{I_m}}}{\beta_1 D_{A1} + \beta_2 (1 - D_{A1})} > \sigma_{H6} \quad (4.31)$
--	--	--	--

<p>p1-3 (2)</p> 	$\sigma_{H6} = \sigma_{Hm} \frac{1 - \frac{\sigma_{H6}}{\sigma_{Hm}} e^{-X_{Hm} t_1 / \sqrt{I_m}}}{1 - e^{-X_{Hm} t_1 / \sqrt{I_m}}}$ $\sigma_{H6} = \sigma_{Hm} = \frac{1 - \frac{\sigma_{H6}}{\sigma_{Hm}} e^{-X_{Hm} t_1 / \sqrt{I_m}}}{1 - e^{-X_{Hm} t_1 / \sqrt{I_m}}} \quad (4.36)$ $0 \leq \sigma_{H6} \leq \sigma_{H6} \leq \sigma_{H6} = \sigma_{H6}$ $X_{Hm} = \frac{1}{t_1} \sum_{i=1}^n X_i t_i = \frac{1}{t_1} \int_0^{t_1} X dt \quad (4.37)$	$\sigma_{H6} = \sigma_{Hm} \frac{1 - \frac{\sigma_{H6}}{\sigma_{Hm}} e^{-X_{Hm} t_1 / \sqrt{I_m}}}{1 - e^{-X_{Hm} t_1 / \sqrt{I_m}}}$ $\sigma_{H6} = \sigma_{Hm} = \frac{1 - \frac{\sigma_{H6}}{\sigma_{Hm}} e^{-X_{Hm} t_1 / \sqrt{I_m}}}{1 - e^{-X_{Hm} t_1 / \sqrt{I_m}}} \quad (4.36)$ $0 \leq \sigma_{H6} \leq \sigma_{H6} \leq \sigma_{H6} = \sigma_{H6}$ $X_{Hm} = \frac{1}{t_1} \sum_{i=1}^n X_i t_i = \frac{1}{t_1} \int_0^{t_1} X dt \quad (4.37)$	$\sigma_{H6} = \sigma_{Hm} \frac{1 - \frac{\sigma_{H6}}{\sigma_{Hm}} e^{-X_{Hm} t_1 / \sqrt{I_m}}}{1 - e^{-X_{Hm} t_1 / \sqrt{I_m}}}$ $\sigma_{H6} = \sigma_{Hm} = \frac{1 - \frac{\sigma_{H6}}{\sigma_{Hm}} e^{-X_{Hm} t_1 / \sqrt{I_m}}}{1 - e^{-X_{Hm} t_1 / \sqrt{I_m}}} \quad (4.36)$ $0 \leq \sigma_{H6} \leq \sigma_{H6} \leq \sigma_{H6} = \sigma_{H6}$ $X_{Hm} = \frac{1}{t_1} \sum_{i=1}^n X_i t_i = \frac{1}{t_1} \int_0^{t_1} X dt \quad (4.37)$
--	--	--	--

<p>Recluzii cu caracter general Y = f(t₁, z₁), Y_{H1}, Y_{H2}, Y_{H3}, Y_{H4}, Y_{H5}, Y_{H6}, Y_{H7}, Y_{H8}, Y_{H9}, Y_{H10}, Y_{H11}, Y_{H12}, Y_{H13}, Y_{H14}, Y_{H15}, Y_{H16}, Y_{H17}, Y_{H18}, Y_{H19}, Y_{H20}, Y_{H21}, Y_{H22}, Y_{H23}, Y_{H24}, Y_{H25}, Y_{H26}, Y_{H27}, Y_{H28}, Y_{H29}, Y_{H30}, Y_{H31}, Y_{H32}, Y_{H33}, Y_{H34}, Y_{H35}, Y_{H36}, Y_{H37}, Y_{H38}, Y_{H39}, Y_{H40}, Y_{H41}, Y_{H42}, Y_{H43}, Y_{H44}, Y_{H45}, Y_{H46}, Y_{H47}, Y_{H48}, Y_{H49}, Y_{H50}, Y_{H51}, Y_{H52}, Y_{H53}, Y_{H54}, Y_{H55}, Y_{H56}, Y_{H57}, Y_{H58}, Y_{H59}, Y_{H60}, Y_{H61}, Y_{H62}, Y_{H63}, Y_{H64}, Y_{H65}, Y_{H66}, Y_{H67}, Y_{H68}, Y_{H69}, Y_{H70}, Y_{H71}, Y_{H72}, Y_{H73}, Y_{H74}, Y_{H75}, Y_{H76}, Y_{H77}, Y_{H78}, Y_{H79}, Y_{H80}, Y_{H81}, Y_{H82}, Y_{H83}, Y_{H84}, Y_{H85}, Y_{H86}, Y_{H87}, Y_{H88}, Y_{H89}, Y_{H90}, Y_{H91}, Y_{H92}, Y_{H93}, Y_{H94}, Y_{H95}, Y_{H96}, Y_{H97}, Y_{H98}, Y_{H99}, Y_{H100}</p>	$D_{A1} = \frac{1}{t_1} \quad (1.24)$ $D_{A1} = \frac{1}{t_1} \quad (1.25)$ $Z = \frac{z_1 + 1 + \alpha_{L1} \beta_1 (Q_{H1} - \beta_1)}{2} \quad (3.86)$ $Q_{H1} = \frac{1 - \alpha_{L1} \beta_1 (Q_{H1} - \beta_1)}{2} \quad (3.87)$	$Y + Q_{H1} = 1 - Z \quad (4.6)$ $Q_{H1} + YZ = (1 - Z)(1 - Y) \quad (4.7)$ $Q_{H1} = Q_{H1} \text{ sau } Q_{H1}$	$\sigma_{H6} = \sigma_{Hm} \frac{Z + Q_{H1} \sqrt{1 - \beta_1^2}}{X_0 - Y \sqrt{1 - \beta_1^2}} \quad (4.9)$
---	--	---	--

	$\sigma_{\text{PFR}}^2 = \frac{1}{1 - e^{-X_{\text{MS}} t_{\text{R}} / \tau_{\text{MN}}}}$ $\sigma_{\text{PFR}}^2 = \sigma_{\text{MN}}^2 \frac{Q_{\text{S}}}{Q_{\text{MN}}} \frac{X_{\text{S}} Q_{\text{S}} + VZ}{1 - V} \frac{t_{\text{R}}}{\tau_{\text{MN}}} < \sigma_{\text{PFR}}^2 \quad (4.14a)$	$\sigma_{\text{PFR}}^2 = \frac{1}{1 - e^{-t_{\text{SN}} / \tau_{\text{MN}}}}$ <p>$t_{\text{SN}} = 10, 30, 60 \text{ s}$ atau 90 min, [76, pct. 4.6.2.A.b]</p>
	$\sigma_{\text{STR}}^2 = \frac{1 - \frac{Q_{\text{MN}} e^{-X_{\text{MS}} t_{\text{R}} / \tau_{\text{MN}}}}{X_{\text{MS}}}}{1 - e^{-X_{\text{MS}} t_{\text{R}} / \tau_{\text{MN}}}}$ $\sigma_{\text{STR}}^2 = \sigma_{\text{MN}}^2 \frac{\frac{Q_{\text{MN}}}{X_{\text{MS}}} \frac{X_{\text{S}} Q_{\text{S}} + VZ}{1 - V} \frac{t_{\text{R}}}{\tau_{\text{MN}}} + Q_{\text{S}} (1 - \frac{Q_{\text{MN}}}{X_{\text{MS}}})}{\frac{Q_{\text{MN}}}{X_{\text{MS}}} \frac{X_{\text{S}} Q_{\text{S}} + VZ}{1 - V} \frac{t_{\text{R}}}{\tau_{\text{MN}}} - V (1 - \frac{Q_{\text{MN}}}{X_{\text{MS}}})} < \sigma_{\text{PFR}}^2 \quad (4.18a)$	<div style="text-align: center;"> </div>

unde în funcție de tipul serviciului, în perioadele de funcționare în sarcină $\gamma = 1$ sau C, 2 sau fS, 1/2 sau fS, 3 sau fI, 6 sau fI. În perioadele de repaus $\gamma = p$ și se înlocuiește $\sigma_{Rp} = 0$, iar în perioadele de mers în gol real $\gamma = 0$ și se înlocuiește $\sigma_{Ro} = I_o/I_N$.

La funcționarea în condițiile nominale, adică la sarcina nominală ($\sigma_{RN1} = \sigma_{RN2} = \sigma_{RN3} = \sigma_{RN6} = \sigma_{RN} = 1$) și în condițiile de răcire nominale ($X_{CN} = X_{fSN} = X_{fIN} = X_{fIN} = X_N = 1$ și $Q_{CN} = Q_{fSN} = Q_{fIN} = Q_{fIN} = Q_N$), rezultă $X_{RCN} = X_{RfSN} = X_{RfIN} = X_{RfIN} = X_{RN} = 1$.

Pentru demonstrație merită atenție constatarea, că :

$$Y + Q_N = 1 - Z \quad (4.6)$$

și deci :

$$Q_N + YZ = (1-Z)(1-Y) \quad (4.7)$$

Prin particularizarea rel.(4.1) și (4.3) pentru mersul în gol ^{real}/s_e obține :

$$\frac{\mathcal{J}_{\infty 0}}{\mathcal{J}_N} = \frac{\sigma_{tN}}{\beta_0} \frac{\kappa + (I_o/I_N)^2}{\kappa + 1}, \quad (4.8)$$

respectiv :

$$\frac{\mathcal{J}_{R\infty 0}}{\mathcal{J}_N} = \sigma_{tRN} \frac{Z + Q_o (I_o/I_N)^2}{X_o - Y (I_o/I_N)^2} \quad (4.9)$$

La serviciul tip S2 ($\gamma = 2 \equiv fS$). Relația (3.89) se aplică cu:

$\mathcal{J}_{R\infty} = \mathcal{J}_{R\infty fS} = \mathcal{J}_N \sigma_{tR2}$, $\mathcal{J}_{Ro} = 0$ și $T_R = T_{RfS} = T_{RN}/X_{RfS}$, adică:

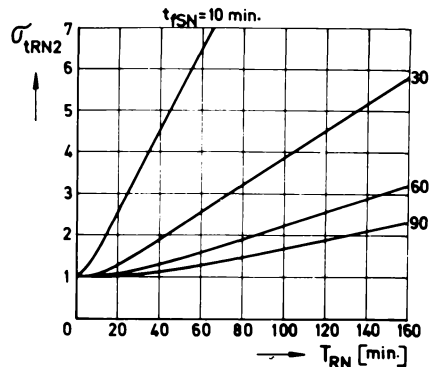
$$\mathcal{J}_N = \mathcal{J}_N \sigma_{tR2} \left(1 - e^{-X_{RfS} \frac{t_{fS}}{T_{RN}}} \right), \quad \text{rezultînd :}$$

$$\sigma_{tR2} = \frac{1}{1 - e^{-X_{RfS} \frac{t_{fS}}{T_{RN}}}} \quad (4.14)$$

Valorile $\sigma_{tRN2} = f(T_{RN}, t_{fSN})$, cf.rel.(4.15), (v.tab.4.1), sînt reprezentate în fig.4.1.

Fig.4.1.

Suprasarcina relativă termică nominală a MEA cu serviciul nominal tip S2, cf.rel.4.14.



La serviciul tip S1/2 (DKB) ($\gamma = 1/2 \equiv \text{fS}$). Rel.(3.89) se aplică cu $\mathcal{J}_{R\infty} = \mathcal{J}_{R\infty \text{fS}} = \mathcal{J}_N \sigma_{\text{tR}1/2}$, $\mathcal{J}_{R0} = \mathcal{J}_{R\infty 0}$, [cf. rel.(4.9)] și $T_R = T_{R\text{fS}} = T_{RN}/X_{R\text{fS}}$, adică :

$$\mathcal{J}_N = \mathcal{J}_N \sigma_{\text{tR}1/2} (1 - e^{-X_{R\text{fS}} \frac{t_{\text{fS}}}{T_{RN}}}) + \mathcal{J}_{R\infty 0} e^{-X_{R\text{fS}} \frac{t_{\text{fS}}}{T_{RN}}}$$

rezultînd :

$$\sigma_{\text{tR}1/2} = \frac{1 - \sigma_{\text{tRN}} \frac{Z + Q_0(I_0/I_N)^2}{X_0 - Y(I_0/I_N)^2} e^{-X_{R\text{fS}} \frac{t_{\text{fS}}}{T_{RN}}}}{1 - e^{-X_{R\text{fS}} \frac{t_{\text{fS}}}{T_{RN}}}}, \quad (4.18)$$

unde se poate considera $Q_0 = Q_{\text{fS}}$.

La serviciul tip S3 ($\gamma = 3 \equiv \text{fI}$). Se aplică rel.(3.89) pentru intervalul de timp t_{fI} , cu $\mathcal{J}_{R\infty} = \mathcal{J}_{R\infty \text{fI}} = \mathcal{J}_N \sigma_{\text{tR}3}$, $\mathcal{J}_{R0} = \mathcal{J}_{Ri} \neq 0$ și $T_R = T_{R\text{fI}} = T_{RN}/X_{R\text{fI}}$, adică :

$$\mathcal{J}_N = \mathcal{J}_N \sigma_{\text{tR}3} (1 - e^{-X_{R\text{fI}} \frac{t_{\text{fI}}}{T_{RN}}}) + \mathcal{J}_{Ri} e^{-X_{R\text{fI}} \frac{t_{\text{fI}}}{T_{RN}}}$$

și pentru intervalul de timp t_p , cu $\mathcal{J}_{R\infty} = 0$, $\mathcal{J}_{R0} = \mathcal{J}_N$ și $T_R = T_{Rp} = T_{RN}/X_{Rp}$, adică :

$$\mathcal{J}_{Ri} = \mathcal{J}_N e^{-X_{Rp} \frac{t_p}{T_{RN}}}$$

rezultînd :

$$\sigma_{\text{tR}3} = \frac{1 - e^{-[X_{R\text{fI}} DA_f + X_{Rp}(1 - DA_f)] \frac{t_{\text{cf}}}{T_{RN}}}}{1 - e^{-X_{R\text{fI}} DA_f \frac{t_{\text{cf}}}{T_{RN}}}} = \frac{1}{DA_{\text{fTR}}}, \quad (4.20)$$

unde pentru mărimea :

$$DA_{\text{fTR}} = \frac{1 - e^{-X_{R\text{fI}} \frac{t_{\text{fI}}}{T_{RN}}}}{1 - e^{-\frac{X_{R\text{fI}} t_{\text{fI}} + X_{Rp} t_p}{T_{RN}}}} = \frac{1 - e^{-X_{R\text{fI}} DA_f \frac{t_{\text{cf}}}{T_{RN}}}}{1 - e^{-[X_{R\text{fI}} DA_f + X_{Rp}(1 - DA_f)] \frac{t_{\text{cf}}}{T_{RN}}}} \quad (4.21)$$

se propune denumirea de "durată relativă de funcționare termică", deoarece are semnificația unei durate relative de funcționare corectate din punct de vedere termic, ceea ce rezultă evident dacă se liniarizează funcțiile exponențiale de la numărător și numitor sub forma:

$$1 - e^{-X_{R\text{fI}} \frac{t_{\text{fI}}}{T_{RN}}} \approx X_{R\text{fI}} \frac{t_{\text{fI}}}{T_{RN}} = X_{R\text{fI}} DA_f \frac{t_{\text{cf}}}{T_{RN}}$$

și

$$1 - e^{-\frac{X_{RfI} t_{fI} + X_{Rp} t_p}{T_{RN}}} \approx \frac{X_{RfI} t_{fI} + X_{Rp} t_p}{T_{RN}} = [X_{RfI} DA_f + X_{Rp} (1 - DA_f)] \frac{t_{cf}}{T_{RN}},$$

obținându-se :

$$DA_{fTR} \rightarrow DA_{fR}^* = \frac{X_{RfI} t_{fI}}{X_{RfI} t_{fI} + X_{Rp} t_p} = \frac{X_{RfI} DA_f}{X_{RfI} DA_f + X_{Rp} (1 - DA_f)} \quad (4.21a)$$

Mărimea DA_{fR}^* are semnificația unei "durate relative de funcționare corectate din punct de vedere termic."

La serviciul tip S6 ($\gamma = 6 \equiv fI$). Se aplică rel.(3.89) pentru intervalul de timp t_{fI} , cu $\mathcal{J}_{R\infty} = \mathcal{J}_{R\infty fT} = \mathcal{J}_N \sigma_{tr6}$, $\mathcal{J}_{Ro} = \mathcal{J}_{Ri} \neq 0$ și $T_R = T_{RfI} = T_{RN}/X_{RfI}$, adică :

$$\mathcal{J}_N = \mathcal{J}_N \sigma_{tr6} (1 - e^{-X_{RfI} \frac{t_{fI}}{T_{RN}}}) + \mathcal{J}_{Ri} e^{-X_{RfI} \frac{t_{fI}}{T_{RN}}},$$

și pentru intervalul de timp t_o , cu $\mathcal{J}_{R\infty} = \mathcal{J}_{R\infty o}$, [cf.rel.(4.9)], $\mathcal{J}_{Ro} = \mathcal{J}_N$ și $T_R = T_{Ro} = T_{RN}/X_{Ro}$, adică :

$$\mathcal{J}_{Ri} = \mathcal{J}_{R\infty o} (1 - e^{-X_{Ro} \frac{t_o}{T_{RN}}}) + \mathcal{J}_N e^{-X_{Ro} \frac{t_o}{T_{RN}}},$$

rezultînd :

$$\sigma_{tr6} = \frac{1 - \sigma_{trN} \frac{Z + Q_o (I_o/I_N)^2}{X_o - Y (I_o/I_N)^2} (1 - DA_{fTR})}{DA_{fTR}}, \quad (4.28)$$

unde se poate considera $Q_o = Q_{fI}$ și unde pentru mărimea :

$$DA_{fTR} = \frac{1 - e^{-X_{RfI} \frac{t_{fI}}{T_{RN}}} - X_{RfI} DA_{fT} \frac{t_{cf}}{T_{RN}}}{1 - e^{-\frac{X_{RfI} t_{fI} + X_{Ro} t_o}{T_{RN}}}} = \frac{1 - e^{-X_{RfI} DA_{fT} \frac{t_{cf}}{T_{RN}}}}{1 - e^{-[X_{RfI} DA_{fT} + X_{Ro} (1 - DA_{fT})] \frac{t_{cf}}{T_{RN}}}} \quad (4.29)$$

se propune denumirea de "durată relativă de încălzire termică", deoarece are semnificația unei durate relative de încălzire corectate din punct de vedere termic.

Prin liniarizarea funcțiilor exponențiale din expresia (4.29), la fel ^{ca} în cazul relației (4.21a), se obține :

$$DA_{fTR} \rightarrow DA_{fR}^* = \frac{X_{RfI} t_{fI}}{X_{RfI} t_{fI} + X_{Ro} t_o} = \frac{X_{RfI} DA_{fT}}{X_{RfI} DA_{fT} + X_{Ro} (1 - DA_{fT})} \quad (4.29a)$$

Mărimea DA_{fR}^* are semnificația unei "durate relative de încălzire corectate din punct de vedere termic."

Cazul serviciilor reale din categoria a2), ($\gamma \rightarrow e \equiv m$).

Și în acest caz se poate stabili o formulă generală pentru calculul suprasarcinii relative termice admisibile, dacă, pe baza raționamentelor expuse în [44], se consideră cazul general al unei diagrame de sarcină alcătuite din n_c cicluri de calcul, la care fiecare ciclu de durată t_c este împărțit în n intervale de timp cu condițiile de răcire reale constante (v. și diagrama din tab.4.1). Condițiile de funcționare reale se mai caracterizează prin valoarea $0 \leq \vartheta_0 \leq \vartheta_N$ a supratemperaturii la începutul ultimului ciclu și prin valorile $\beta_i = A_{(N)}i / A_N \leq 1$ ($i = 1, 2, \dots, n$) ale coeficientului care evidențiază deosebirea dintre condițiile de ventilație reale și cele nominale [v.rel.(3.54)].

Pierderile medii p_m , curentul echivalent I_e , cuplul echivalent M_e și puterea echivalentă P_e , determinate din diagrama de sarcină reală respectiv sub forma :

$$p_m = \frac{1}{t_c} \sum_{i=1}^n p_i t_i = \frac{1}{t_c} \int_0^{t_c} p \, dt \quad , \quad (4.40)$$

respectiv :

$$y_e = \sqrt{\frac{1}{t_c} \sum_{i=1}^n y_i^2 t_i} = \sqrt{\frac{1}{t_c} \int_0^{t_c} y^2 \, dt} \quad , \quad (y = I, M \text{ sau } P) \quad (4.41)$$

se consideră egale cu cele admisibile, dacă la funcționarea în condițiile reale supratempuratura la sfârșitul ultimului ciclu al diagramei de sarcină ajunge la valoarea nominală. Această condiție poate fi exprimată sub forma [44] :

$$\vartheta_n = \vartheta_N = \vartheta_0 e^{-\frac{t_c^*}{T_N}} + \frac{p_m}{A_N} S_E^* \quad , \quad (4.42)$$

unde t_c^* cf.rel.(4.39), (v.tab.4.1), reprezintă durata ciclului corectată în funcție de condițiile de răcire reale și unde suma funcțiilor exponențiale :

$$S_E^* = \sum_{i=1}^n \frac{e^{-\sum_{j=i+1}^n \beta_j \frac{t_j}{T_N}} - e^{-\sum_{j=i}^n \beta_j \frac{t_j}{T_N}}}{\beta_i} \quad (4.43)$$

poate fi adusă, printr-un artificiu de calcul [44], la forma simplificată :

$$S_E^* = \frac{t_c}{t_c^*} \left(1 - e^{-\frac{t_c^*}{T_N}} \right) \quad (4.44)$$

Comparînd rel.(4.42) + (4.44) cu rel.(1.33) rezultă că, în condițiile date, supratemperatura medie staționară este :

$$\mathcal{D}_{\infty m} = \frac{p_m}{\Lambda_N \frac{t_c^*}{t_c}} = \frac{p_m}{\Lambda_m} \quad (4.45)$$

unde prin :

$$\Lambda_m = \frac{1}{t_c} \sum_{i=1}^n \Lambda_i t_i = \frac{\Lambda_N}{t_c} \sum_{i=1}^n \beta_i t_i = \Lambda_N \frac{t_c^*}{t_c} = \Lambda_N \beta_m \quad (4.46)$$

se introduce noțiunea de "valoare medie ponderată, de-a lungul ciclului de calcul, a capacității de transmitere a căldurii" fapt justificat prin aceea, că și p_m reprezintă o valoare medie ponderată, în aceleași condiții. Astfel, prin :

$$\beta_m = \frac{\Lambda_m}{\Lambda_N} = \frac{t_c^*}{t_c} = \frac{1}{t_c} \sum_{i=1}^n \beta_i t_i = \frac{1}{t_c} \int_0^{t_c} \beta dt \quad (4.47)$$

se înțelege valoarea medie ponderată a coeficientului de corecție în funcție de condițiile de ventilație reale de-a lungul ciclului de calcul (v.pct.3.3.3).

Cu aceste precizări se poate determina suprasarcina relativă termică medie, echivalentă, admisibilă în cazul serviciilor reale din categoria a2), adică $\sigma_{t_c} = \sigma_{t_m} = \mathcal{D}_{\infty m} / \mathcal{D}_N$, cu ajutorul expresiei generale (4.38), (v.tab.4.1), deduse cu admiterea ipotezelor TC.

În cazul luării în considerare a fenomenului $R(\tau_R)$ se poate deduce o expresie similară cu (4.38), repetînd demonstrația cu formulele stabilite la pct.3.5.2. Această posibilitate se justifică prin următoarele :

- deducerea rel.(4.38) se bazează în principiu pe aplicarea ecuației exponențiale (1.33) pentru cele n intervale de timp ale ciclului de calcul, liniarizarea unor funcții exponențiale și corectarea erorii de liniarizare printr-un artificiu de calcul ;

- ecuația exponențială (3.89) care se aplică în cazul luării în considerare a fenomenului $R(\tau_R)$ este similară cu (1.33) și în domeniul din jurul valorii \mathcal{D}'_R a supratemperaturii curbele $\mathcal{D}_R(t)$ sînt mai liniare decît curbele $\mathcal{D}(t)$, (v.fig.3.13 și tab.3.9), deci eroarea de liniarizare poate fi considerată mai mică decît în cazul relației (4.38).

Cu aceste precizări, dacă în rel.(4.42),... (4.47) se operează înlocuirile : \mathcal{D}_0 cu \mathcal{D}_{R0} , $\mathcal{D}_{\infty m}$ cu $\mathcal{D}_{R\infty m}$, Λ_N cu Λ_{RN} , T_N cu T_{RN} ,

β_i cu :

$$X_{Ri} = \frac{A_{Ri}}{A_{RN}} = \frac{T_{RN}}{T_{Ri}} = \frac{X_i - Y(I_i/I_N)^2}{1 - Y} = \frac{X_i - Y(y_i/y_N)^2}{1 - Y}, \quad (4.48)$$

t_c^* cu :

$$t_{cR}^* = \sum_{i=1}^n X_{Ri} t_i = X_{Rm} t_c, \quad (4.49)$$

A_{Rm} ou :

$$A_{Rm} = \frac{1}{t_c} \sum_{i=1}^n A_{Ri} t_i = \frac{A_{RN}}{t_c} \sum_{i=1}^n X_{Ri} t_i = A_{RN} \frac{t_{cR}^*}{t_c} = A_{RN} X_{Rm} \quad (4.50)$$

și β_m cu :

$$X_{Rm} = \frac{A_{Rm}}{A_{RN}} = \frac{t_{cR}^*}{t_c} = \frac{1}{t_c} \sum_{i=1}^n X_{Ri} t_i = \frac{X_m - Y(y_e/y_N)^2}{1 - Y}, \quad (4.5e)$$

atunci se poate determina $\sigma_{tRe} = \sigma_{tRm} = \mathcal{J}_{R_{oem}} / \mathcal{J}_N$ cu ajutorul expresiei generale (4.36), (v.tab.4.1).

În rel.(4.5e) X_m se determină sub forma rel.(4.37), (v.tab.4.1), iar y_e reprezintă valoarea medie echivalentă a curentului, cuplului sau puterii de-a lungul ciclului de calcul, calculată cf. rel.(4.41) și considerată egală cu cea admisibilă, adică $y_e/y_N = \sigma_{Re} = \sigma_{Rm}$, astfel încît valoarea mărimii X_{Rm} se poate calcula prin particularizarea rel.generale (4.5).

În legătură cu exactitatea rel.(4.36) și (4.38) sînt valabile aceleași observații ca în cazul condiției de verificare la aplicarea metodei mărimilor echivalente cf.[44, pct.4]. Aceste observații se referă în principiu la faptul că metoda mărimilor echivalente nu evidențiază influența acțiunii de scurtă durată a temperaturilor de vîrf; în intervalul ciclului considerat supratermatura reală a MTA poate să depășească valoarea corespunzătoare pierderilor medii p_m sau valoarea de la sfîrșitul ciclului, adică $\mathcal{J}_{max} > \mathcal{J}_n$ (v.tab.4.1). Factorii care influențează precizia calculelor la aplicarea metodei mărimilor echivalente au fost analizați în cadrul unei alte lucrări [44, pct.5].

În cazul funcționării într-un regim termic evasistaționar, caracterizat prin $\mathcal{J}_o = \mathcal{J}_{Ro} = \mathcal{J}_N$, se obține $\sigma_{tm} = \sigma_{t1} = 1$ și $\sigma_{tRm} = \sigma_{tR1} = 1$.

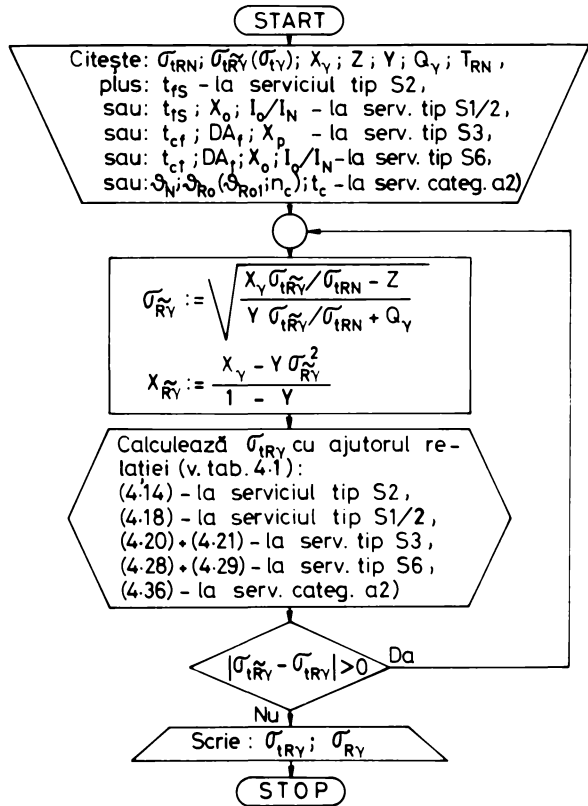
4.3.2. Precizări privind aplicarea formulelor de calcul.

Pentru calculul suprasarcinii relative termice admisibile σ_{tRV} cu formulele cele mai exacte (4.14), (4.13), (4.20)+(4.21), (4.23)+(4.29) sau (4.36); deoarece $X_{RV} = f(\sigma_{RV})$, [v.rel.(4.5)], trebuie

să se cunoască σ_{RY} , ceea ce impune aplicarea unui calcul iterativ în felul și în ordinea arătată prin schema logică de organizare a calculelor din fig.4.2, comună pentru toate tipurile de servicii reale. Problema se rezolvă avantajos cu ajutorul unui calculator electronic numeric.

Fig.4.2.

Organigramă de principiu pentru calculul iterativ al suprasarcinii relative termice admisibile σ_{TRY} și al sarcinii relative admisibile σ_{RY} ($\gamma = 2$ sau fS, 1/2 sau fS, 3 sau fI, 6 sau fI și e sau m)



Calcululele se încep cu o valoare aproximativă σ_{TRY} apreciată în funcție de condițiile reale date, calculată cu ajutorul unor formule de aproximare : (4.14a), (4.18a), (4.20a), respectiv (4.28a), sau considerată egală cu valoarea σ_{TY} dată de formulele valabile cu admiterea ipotezelor TC : (4.16), (4.19), (4.24)+(4.25) sau (4.24a) + (4.25a), (4.32)+(4.33) sau (4.32a)+(4.33a), respectiv (4.38) sau (4.38a), (v. tab. 4.1).

Ciclul de calcul se repetă pînă cînd diferența între două valori succesive σ_{TRY} devine neglijabilă.

Dintr-un astfel de calcul se obține totodată valoarea exactă σ_{RY} .

Formulele de aproximare (4.14a), (4.18a), (4.20a) și (4.28a) date în tab. 4.1 au fost stabilite prin liniarizarea funcțiilor

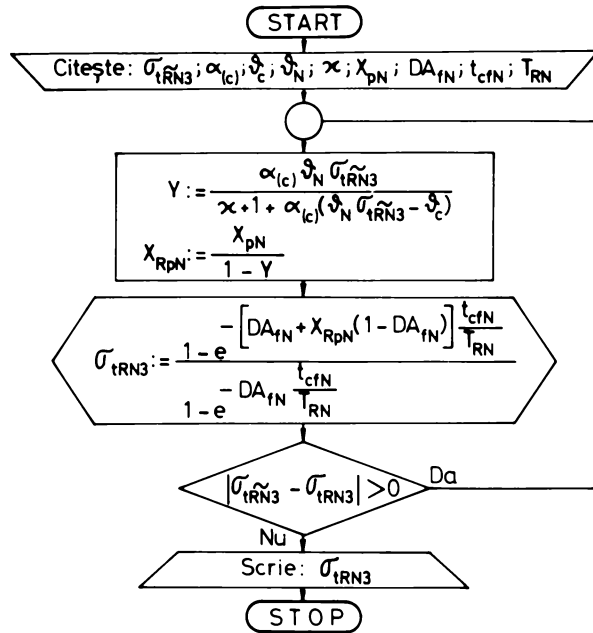
exponențiale din rel.(4.14),(4.18),(4.20),respectiv (4.28), înlocuirea mărimii σ_{RY} cu expresia (4.4) și explicitarea mărimii σ_{tRY} . Aceste formule se caracterizează prin aceea, că pot fi aplicate și fără cunoașterea lui σ_{RY} și, în cazul serviciilor tip S3 și S6, a lui T_{RN} .

La calculul suprasarcinii relative termice nominale în cazul serviciilor nominale tip S3 și S6 trebuie să se țină seamă de faptul că în rel.(4.22)+(4.23) și (4.30)+(4.31), (v.tab.4.1), mărimea σ_{tRN3} , respectiv σ_{tRN6} nu apare în mod explicit, deoarece $Y, Z = f(\sigma_{tRN})$, astfel încât $X_{RpN} = X_{pN}/(1-Y) = f(\sigma_{tRN3})$ și $X_{RoN} = [1 - Y(I/I_N)^2]/(1-Y) = f(\sigma_{tRN6})$. De aceea este necesară aplicarea unui calcul iterativ în felul arătat prin organigrama din fig.4.3, respectiv din fig.4.4.

Fig.4.3

Organigramă de principiu pentru calculul iterativ al suprasarcinii relative termice nominale

σ_{tRN3} cf.rel.(3.85),
(4.5),(4.23) și (4.22).

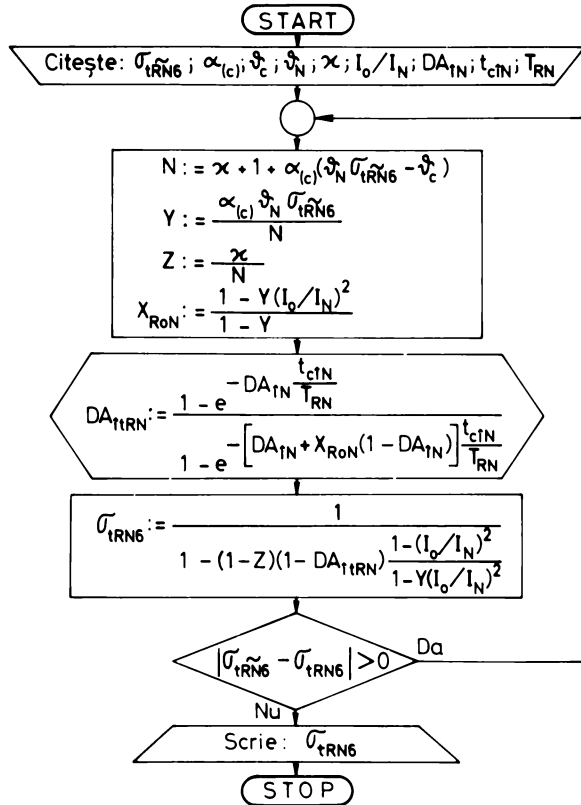


Pentru determinarea valorilor inițiale aproximative σ_{tRN3} și σ_{tRN6} se pot stabili formulele de aproximare (4.22a), respectiv (4.30a), (v.tab.4.1), dacă se liniarizează funcțiile exponențiale din rel.(4.23) și respectiv (4.31), sub forma arătată la deducerea expresiei (4.21a), se înlocuiesc mărimile X_{RpN} , X_{RoN} , Y și Z cu expresiile lor și apoi se explicitază mărimea căutată, σ_{tRN3} , respectiv σ_{tRN6} .

Formulele (4.22a) și (4.30a), se caracterizează prin aceea, că permit calculul suprasarcinii relative termice nominale a MEA cu serviciul nominal tip S3, respectiv S6, fără cunoașterea valorii

Fig.4.4.

Organigramă de principiu pentru calculul iterativ al suprasarcinii relative termice nominale σ_{tRN6} cf. rel. (3.85), (3.86), (4.5), (4.31) și (4.30)

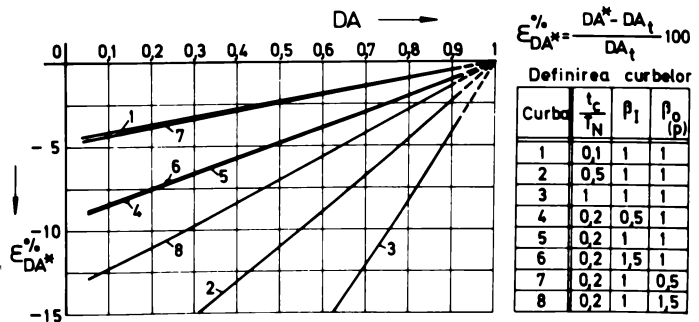


lui T_{RN} .

O analiză calitativă a influenței erorii de liniarizare asupra valorilor σ_{tRY} , σ_{tRN} , σ_{tY} și σ_{tN} , în raport cu valorile σ_{tRY} , σ_{tRN} , σ_{tY} și respectiv σ_{tN} , conduce la situația comparativă evidențiată în tab.4.1. În completarea acestei analize, pentru cazul serviciilor tip S3 și S6 se prezintă în fig.4.5,

Fig.4.5

Eroarea relativă datorită liniarizării funcțiilor exponențiale în rel. (4.25), (4.27), (4.33) și (4.35).



spre exemplificare, rezultatul comparării, sub aspect cantitativ, a valorilor DA_{ft}^* cu DA_{ft} și respectiv DA_{it}^* cu DA_{it} , calculate cu ajuto-

rul rel.(4.25a) și (4.25), respectiv (4.33a) și (4.33) (v.tab.4.1). Curbele din fig.4.5 se referă atât la durata relativă de funcționare, cât și la durata relativă de încărcare; de aceea mărimile nu au mai fost afectate de indicele "f", respectiv "i". Se constată că eroarea relativă ϵ_{DA^*} este cu atât mai mare cu cât DA este mai mic și cu cât β_0 sau β_p și t_c/T_N sînt mai mari; β_I are o influență mică, neglijabilă.

Dacă în cazul serviciilor din categoria a2) caracterizate printr-o diagramă de sarcină cu $n_c > 1$ nu se cunoaște supratemperatura la începutul ultimului ciclu de încărcare, \mathcal{J}_{Ro} sau \mathcal{J}_0 , atunci se impune efectuarea calculelor pentru toate cele n_c cicluri de încărcare în care este împărțită diagrama de sarcină. În aceste condiții, în locul rel.(4.36), sau (4.38), trebuie să se folosească rel. (4.36a) respectiv (4.38a), (v.tab.4.1), în care \mathcal{J}_{Ro1} , respectiv \mathcal{J}_{o1} reprezintă supratemperatura MEA la începutul primului ciclu de încărcare din diagrama de sarcină. Pentru a putea aplica aceste relații supratemperatura $\mathcal{J}_{Ro1} = \mathcal{J}_{o1}$ trebuie să fie cunoscută din datele inițiale ale problemei.

La aplicarea rel.(4.2) și (4.4) în cazul serviciilor din categoria a2), β_Y se înlocuiește cu β_m cf.rel.(4.47), iar X_Y se înlocuiește cu X_m cf.rel.(4.37).

Formulele pentru calculul mărimii σ_{t_Y} (v.tab.4.1) pot fi îmbunătățite prin luarea în considerare a fenomenului $A(\mathcal{J}_Y)$ și în acest scop trebuie să se înlocuiască β_Y cu X_Y (v.pct.3.3.3).

4.3.3. Nomogramă pentru $DA_t = f(t_I^*/T_N, t_c^*/T_N)$.

Pentru calculul suprasarcinii relative termice admisibile în cazul serviciilor tip S3 și S6 trebuie să se cunoască valoarea duratei relative de funcționare, respectiv de încărcare termice (v. pct.4.3.1) definite sub forma generală și unitară :

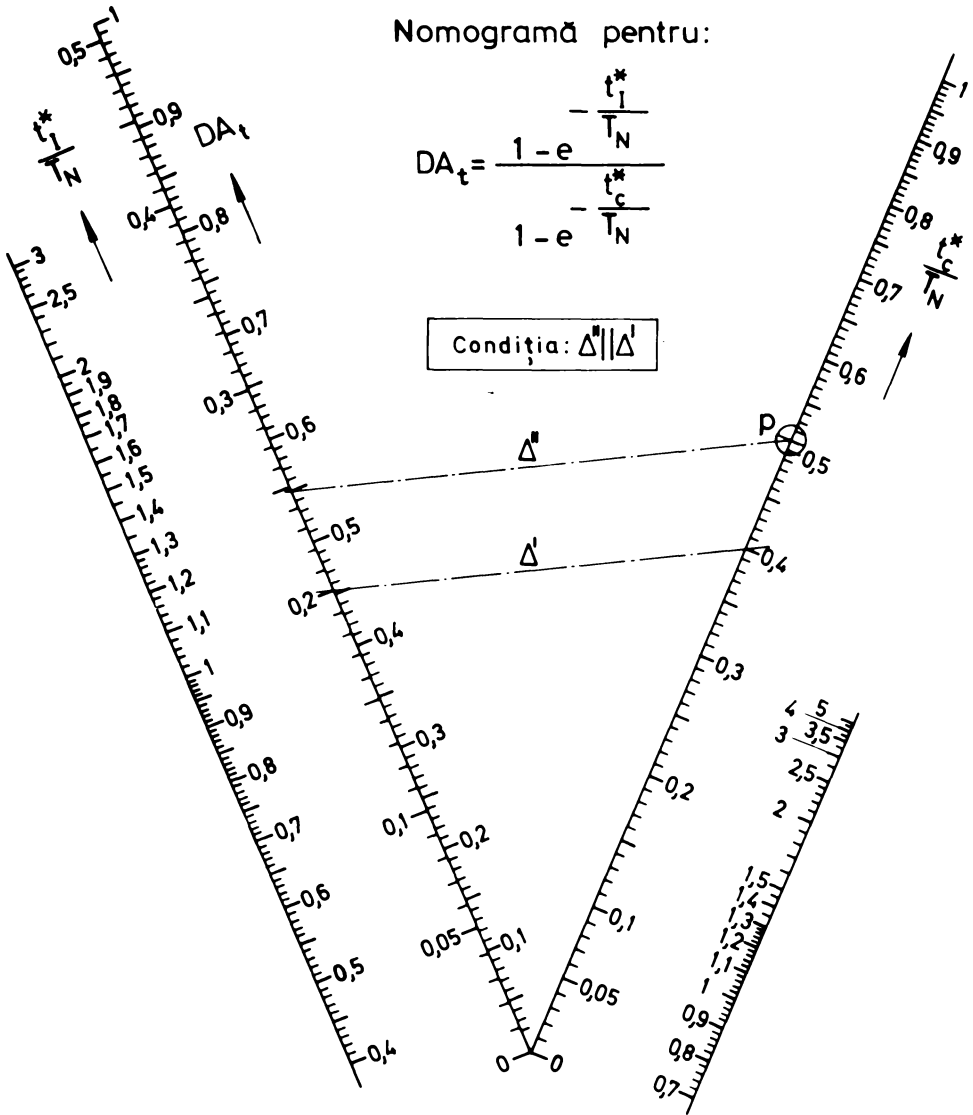
$$DA_t = \frac{1 - e^{-\frac{t_I^*}{T_N}}}{1 - e^{-\frac{t_c^*}{T_N}}}, \quad (4.51)$$

în care mărimile t_I^*/T_N și t_c^*/T_N se înlocuiesc, după caz, cf.rel. (4.21), (4.23), (4.25), (4.27), (4.29), (4.31), (4.33) sau (4.35), centralizate în tab.4.1.

Pentru ușurarea calculului duratei relative de funcționare sau de încărcare termice, avînd în vedere că în expresia acestora apar funcții exponențiale, pe baza rel.(4.51) s-a conceput nomograma

din fig.4.6.

Fig.4.6



Modul de aplicare a nomogramei din fig.4.6, care este o nomogramă cu drepte ajutătoare (Δ) paralele, este ilustrat prin următorul exemplu : $t_I^* / T_N = 0,2$ și $t_C^* / T_N = 0,4$; rezultă $DA_t = 0,55$.

Schematic ordinea operațiilor este următoarea :

- se stabilește poziția dreptei ajutoare Δ' prin punctele marcate de valorile t_I^*/T_N și t_C^*/T_N pe scările respective ;
- se trasează dreapta ajutoare Δ'' prin punctul pivot p , paralelă cu dreapta ajutoare Δ' , pînă la intersecția cu scara mărimii DA_t , pe care se citește valoarea căutată.

Scările mărimilor t_I^*/T_N și t_C^*/T_N sînt divizate în cîte două părți, cu modulele în raportul 2:1, pentru a asigura o utilizare ușoară a nomogramei pentru toate valorile practic posibile.

4.4. Suprasarcina admisibilă a mașinilor electrice prin epuizarea rezervei de încălzire din regimul nominal.

4.4.1. Prezentarea problemei. La majoritatea MEA utilizate în serviciul nominal, la sarcina nominală și în condițiile de răcire nominale, supratemperatura medie a înfășurărilor (ϑ_{xN}) nu atinge valoarea admisă pentru clasa lor de izolație (ϑ_{ad}). Prin construcție este asigurată o anumită rezervă de încălzire ($\vartheta_{ad} - \vartheta_{xN}$) care, de exemplu în cazul mașinilor asincrone cf. [171], poate fi considerată în medie de 11 grd., la înfășurările statorice ($x=1$) și de 17 grd., la înfășurările rotorice ($x=2$). Rezultă, că în limita acestei rezerve de încălzire se poate admite o anumită suprasarcină de durată, fără a periclita viața mașinii.

În practica industrială apar frecvent cazuri cînd existența unor date cantitative privind posibilitatea măririi sarcinii admisibile peste cea nominală, înscrisă pe plăcuța indicatoare sau în fișa tehnică a MEA, ar fi foarte avantajoasă. Aceste cazuri cuprind următoarele grupe de probleme :

- alegerea MEA dintr-o serie de mașini cu puteri standardizate pentru o acționare la care puterea medie echivalentă, determinată pe baza diagramei de sarcină reale, depășește cu puțin puterea nominală cea mai apropiată, iar treapta de putere următoare este mult îndepărtată ;

- verificarea pericolului arderii unei MEA [43], aplicînd una din metodele mărimilor echivalente [44]. În această grupă se includ și cazurile frecvente cînd, din cauza unei defecțiuni, motorul original dintr-o instalație de acționare trebuie să fie înlocuit cu altul, motorul "disponibil" avînd însă o putere nominală mai mică decît cel original.

În cele ce urmează se prezintă o metodă de calcul elaborată de autor pentru determinarea operativă a suprasarcinii relative admisibile prin epuizarea rezervei de încălzire a MEA.

4.4.2. Factorul rezervei de încălzire, β_Y .

Dacă se notează $\frac{cu}{prim} (')$ valorile admisibile ale sarcinii relative σ , puterii la arbore P, cuplului M și curentului I_X la epuizarea rezervei de încălzire din regimul nominal, atunci se poate defini un "factor al rezervei de încălzire" sub forma generală:

$$\beta_Y = \frac{\sigma'_Y}{\sigma_Y} = \frac{P'_Y}{P_Y} \approx \frac{M'_Y}{M_Y} \approx \frac{I'_{XY}}{I_{XY}} \quad ; \quad (4.52)$$

în cazul admiterii tuturor ipotezelor TC, respectiv :

$$\beta_{RY} = \frac{\sigma'_{RY}}{\sigma_{RY}} = \frac{P'_{RY}}{P_{RY}} \approx \frac{M'_{RY}}{M_{RY}} \approx \frac{I'_{XRY}}{I_{XRY}} \quad , \quad (4.53)$$

în cazul luării în considerare a fenomenelor R (\tilde{T}_R) și A ($\tilde{\mathcal{D}}_Y$). Factorul rezervei de încălzire arată de câte ori se poate depăși sarcina normal admisibilă, determinată cu ajutorul rel.(4.2) sau (4.4) pentru condițiile de funcționare reale, precizate prin indicele γ , pentru ca supratemperatura medie a MEA să atingă valoarea admisă \mathcal{D}_{ad} .

4.4.3. Expresia generală a sarcinii relative admisibile la epuizarea rezervei de încălzire din regimul nominal.

Repetînd demonstrația efectuată la deducerea rel.(4.1),... (4.4) rezultă că la funcționarea în condițiile reale, dar cu epuizarea rezervei de încălzire din regimul nominal, MEA pot fi încărcate cu o sarcină relativă :

$$\sigma'_Y = \frac{P'_Y}{P_N} \approx \frac{M'_Y}{M_N} \approx \frac{I'_{XY}}{I_{XN}} = \sqrt{\frac{\sigma'_{tY}}{\sigma_{tN}} \beta'_Y (\alpha+1) - \alpha} \quad , \quad (4.54)$$

sau mai exact :

$$\sigma'_{RY} = \frac{P'_{RY}}{P_N} \approx \frac{M'_{RY}}{M_N} \approx \frac{I'_{XRY}}{I_{XN}} = \sqrt{\frac{X'_Y \sigma'_{tRY} / \sigma_{tRN} - Z}{Y \sigma'_{tRY} / \sigma_{tRN} + Q_Y}} \quad , \quad (4.55)$$

unde exponentul prim (') afectat coeficienților β_Y și X_Y evidențiază creșterea valorii acestora la trecerea de la \mathcal{D}_N la \mathcal{D}_{ad} în cazul MEA ventilate (v.pct.4.5.4.3 și 4.5.4.4.) și unde supra-sarcina relativă termică admisibilă în condițiile precizate mai sus,

σ'_{tY} , respectiv σ'_{tRY} , se determină în felul arătat la pct.4.4.4.

Dacă condițiile de funcționare reale sînt egale cu cele nominale, atunci $\sigma'_N = \sigma_{RN} = 1$ și deci $\sigma'_N = \rho_N$, respectiv $\sigma'_{RN} = \rho_{RN}$.

4.4.4. Suprasarcina relativă termică admisibilă la epuizarea rezervei de încălzire din regimul nominal.

Expresiile suprasarcinii relative termice admisibile la epuizarea rezervei de încălzire din regimul nominal, definite sub forma generală $\sigma'_{ty} = \vartheta'_{\infty y} / \vartheta_N$, respectiv $\sigma'_{tRY} = \vartheta'_{R\infty y} / \vartheta_N$, se stabilesc în modul arătat la pct.4.3.1, dar impunând condiția ca în timpul funcționării reale supraț temperatura MEA să nu depășească valoarea maxim admisibilă ϑ_{ad} .

Rezultatele demonstrațiilor sînt concentrate în tab.4.2 și completează datele cuprinse în tab.4.1. În legătură cu modul de aplicare a relațiilor de calcul din tab.4.2 se precizează următoarele :

- organigrama din fig.4.2 poate fi aplicată și pentru calculul iterativ al mărimilor σ'_{tRY} și σ'_{RY} , atît în cazurile cînd $\gamma = 2$ (fS), 1/2 (fS), 3 (fI), 6 (fI) sau c(m), cît și în cazurile cînd $\gamma = N2$ (fSN), N3 (fIN) sau N6 (fIN), dacă lista datelor inițiale de calcul se completează cu ϑ_N și ϑ_{ad} și dacă se fac următoarele înlocuiri : σ_{tRY} (σ_{ty}) cu σ_{tRY} (σ_{ty}), X_γ cu X'_γ , X_0 cu X'_0 , X_p cu X'_p , σ_{RY} cu σ_{RY} , X_{RY} cu X'_{RY} , rel.(4.14) cu rel.(4.58), rel.(4.18) cu rel.(4.60), rel.(4.20)+(4.21) cu rel.(4.62)+(4.63), rel.(4.28)+(4.29) cu rel.(4.66)+(4.67), rel.(4.36) cu rel.(4.70) sau (4.70a), σ_{tRY} cu σ'_{tRY} și σ_{RY} cu σ'_{RY} ;

- mărimile ϑ_N și ϑ_{ad} din relațiile de calcul se înlocuiesc totdeauna cu valoarea corespunzătoare înfășurării (de sarcină) cu rezerva de încălzire cea mai mică; în cazul mașinilor asincrone rezerva de încălzire cea mai mică o are de obicei înfășurarea statorică ($x=1$) [171, 172] ;

- dacă în cazul unui serviciu din categoria a2) se ajunge într-un regim termic ovasistaționar, caracterizat prin $\vartheta_0 = \vartheta_{Ro} = \vartheta_{ad}$, atunci se obține : $\sigma'_{tm} = \sigma'_{t1} = \vartheta_{ad} / \vartheta_N$ și $\sigma'_{tRm} = \sigma'_{tR1} = \vartheta_{ad} / \vartheta_N$.

4.4.5. Interpretarea rezultatelor.

Dacă pe baza rel.(4.2) și (4.54), sau (4.4) și (4.55) se exprimă suprasarcina relativă admisibilă cu epuizarea rezervei de încălzire sub forma :

$$\sigma'_y = \sqrt{\frac{\sigma'_{ty}}{\sigma_{ty}} \frac{\beta'_y}{\beta_y} (x + \sigma_y^2) - x} = f\left(\frac{\vartheta_{ad}}{\vartheta_N}, x, \sigma_y\right), \quad (4.77)$$

respectiv :

- 124 -

$$\sigma'_{RY} = \sqrt{\frac{X_Y \frac{\sigma'_{tRY}}{\sigma_{tRY}} \frac{Z + Q_Y \sigma_{RY}^2}{X_Y - Y \sigma_{RY}^2} - Z}{Y \frac{\sigma'_{tRY}}{\sigma_{tRY}} \frac{Z + Q_Y \sigma_{RY}^2}{X_Y - Y \sigma_{RY}^2} + Q_Y}} = f\left(\frac{\vartheta_{ad}}{\vartheta_N}, X_Y, Y, Z, Q_Y, \sigma_{RY}\right), \quad (4.78)$$

atunci rezultă că valoarea ei este determinată pe lângă rezerva de încălzire ($\vartheta_{ad}/\vartheta_N$) și de parametrii MEA (κ sau X_Y, Y, Z și Q_Y) și de sarcina relativă normal admisibilă în condițiile de funcționare reale (σ_Y sau σ_{RY}).

În expresiile (4.77) și (4.78) este cuprinsă dependența $\sigma'_{tY}/\sigma_{tY} = f(\vartheta_{ad}/\vartheta_N)$, respectiv $\sigma'_{tRY}/\sigma_{tRY} = f_R(\vartheta_{ad}/\vartheta_N)$ cf. relațiilor corespunzătoare din tab.4.1 și 4.2. Această dependență este redată sub aspect calitativ în tab.4.3.

Tab. 4.3.: Caracterul dependenței $\sigma'_{tY}/\sigma_{tY} = f(\vartheta_{ad}/\vartheta_N)$ și $\sigma'_{tRY}/\sigma_{tRY} = f_R(\vartheta_{ad}/\vartheta_N)$

Serviciul	categoria tip	a 1)					a 2)
		S1	S2	S1/2	S3	S6	
$\frac{\sigma'_{tY}}{\sigma_{tY}}$		$= \frac{\vartheta_{ad}}{\vartheta_N}$	$= \frac{\vartheta_{ad}}{\vartheta_N}$	$> \frac{\vartheta_{ad}}{\vartheta_N}$	$= \frac{\vartheta_{ad}}{\vartheta_N}$	$> \frac{\vartheta_{ad}}{\vartheta_N}$	$> \frac{\vartheta_{ad}}{\vartheta_N}$
$\frac{\sigma'_{tRY}}{\sigma_{tRY}}$		$= \frac{\vartheta_{ad}}{\vartheta_N}$	$> \frac{\vartheta_{ad}}{\vartheta_N}$	$> \frac{\vartheta_{ad}}{\vartheta_N}$	$> \frac{\vartheta_{ad}}{\vartheta_N}$	$> \frac{\vartheta_{ad}}{\vartheta_N}$	$> \frac{\vartheta_{ad}}{\vartheta_N}$

Influența calitativă și cantitativă a variabilelor $\vartheta_{ad}/\vartheta_N, \kappa$ și σ_Y asupra factorului $\beta_Y = \sigma'_Y/\sigma_Y$, cu σ'_Y cf. rel.(4.77), în care s-a admis $\beta'_Y = \beta_Y$, în cazul serviciilor tip S1, S2 și S3, a fost analizată în [13] în care se prezintă și o nomogramă pentru rezolvarea operativă a rel.(4.77) și (4.52). Din rezultatele acestei analize se reține faptul că factorul rezervei de încălzire are valori apreciabile care merită să fie luate în considerare, cu atât mai mult cu cât :

- sarcina normal admisibilă în condițiile de funcționare reale este mai mică decât sarcina nominală ($\sigma_Y < 1$) ;
- ponderea pierderilor în fier și prin frecare (k) este mai mare în suma pierderilor totale nominale ($p_N = k + v_N$), adică κ este mai mare ;
- clasa de izolație a MEA este mai slabă, adică ϑ_{ad} este mai mică (pentru aceeași rezervă de încălzire $\vartheta_{ad} - \vartheta_N$).

Astfel, dacă se ia în considerare domeniul valorilor întâlnite frecvent în practică al parametrilor σ_Y și κ , atunci prin epuizarea

unei rezerve de încălzire de numai 10 grade a MEA construite cu izolație de clasa B ($\vartheta_{ad} = 80$ grd.) se poate admite o suprasarcină cuprinsă între 8% și 30% față de sarcina normal admisibilă în condițiile de funcționare reale.

Relațiile de calcul din tab.4.2 nu evidențiază solicitarea termică locală, în punctele "calde" din interiorul MEA. Această solicitare, precum și câmpul de repartiție a temperaturilor, variază atât în funcție de caracteristicile serviciului de exploatare [12], cât și de la o mașină la alta, chiar dacă mașinile comparate sînt construite în condiții considerate "identice". Dezavantajul urătat, care apare la toate metodele de calcul bazate pe încălzirea "medie", este însă compensat în parte prin modul în care este stabilită valoarea supratemperaturii ϑ_{ad} pentru fiecare clasă de izolație a MEA (v.pct.1.7).

4.4.6. Exemplificare.

1) Se pune problema alegerii MEA pentru acționarea în serviciul continuu a unei ML care cere la arborele MEA o putere medie echivalentă, calculată pe baza datelor procesului tehnologic de executat, egală cu $P_e = 79,5$ kW, la o turație de 735 rot/min. Pornirea instalației se face în gol și nu se cere modificarea turației în timpul funcționării. Sursa de alimentare este rețeaua de curent alternativ de 3x380 V, 50 Hz.

Pentru realizarea acționării în condițiile date vine în considerare o MEA din seria de mașini asincrone cu rotorul în scurtcircuit de tipul ASI, fabricate în țară, cu turația sincronă de 750 rot/min. și tensiunea nominală de 380 V. Din această serie de mașini puterea nominală cea mai apropiată de puterea necesară o au mașinile ASI 315 S și ASI 315 M, ale căror date nominale interesante sînt prezentate în tab.4.4. [171].

Tab.4.4. Datele MEA din exemplul de calcul.

MEA	Serv. nom. tip	P_N kW	n_N rot/min.	I_{1N} A	ϑ_{1N} grd.	ϑ_{ad} grd.	κ	Y	Z	Q_N
ASI 315S	S1	75	735	146,5	70,6	80	0,76	0,1215	0,405	0,473
ASI 315M	S1	100	735	193	71,6	80	0,70	0,127	0,385	0,488

În mod normal, aplicînd metodele de calcul recomandate în literatură [39, 41], ar trebui să se aleagă o MEA cu puterea nominală egală sau imediat superioară puterii necesare, adică mașina ASI 315 M cu puterea nominală de 100 kW. Dar, puterea nominală a acestei ma-

șini este mult mai mare decât cea cerută, astfel încât acționarea ar fi dimensionată nerațional și în plus s-ar impune modificări în construcția instalației pentru a asigura spațiul necesar montării.

Din motivele arătate se pune întrebarea, dacă se poate alege mașina ASI 315 S, cu toate că puterea sa nominală (75 kW) este mai mică decât cea necesară (79,5 kW). Întrebarea este justificată și de faptul că, la funcționarea în regimul nominal, această mașină are o rezervă de încălzire de 9,4 grade. Pentru a răspunde la întrebarea pusă se calculează suprasarcina relativă admisibilă la epuizarea rezervei de încălzire, aplicând rel.(4.54) și (4.55) pentru cazul funcționării în condițiile nominale ($\gamma = N_1$, $\beta_{N1} = 1$, $\sigma_{tN1} = 1$, $X_{N1} = 1$ și $\sigma_{tRN1} = 1$), și apoi se verifică condiția :

$$P'_{N1} = \sigma'_{N1} P_{N1} \geq P_e \quad (4.79)$$

respectiv : $P'_{RN1} = \sigma'_{RN1} P_{N1} \geq P_e \quad (4.80)$

Rezultatele calculilor, efectuate cu scop de comparație atât fără, cât și cu luarea în considerare a fenomenului R (τ_R), se prezintă în tab.4.5.

Tabelul 4.5.

MEA	$P_{N1} = P_N$ kW	cf. rel. (4.54)		cf. rel. (4.55)		P_e kW
		$\rho_{N1} = \sigma'_{N1}$	P'_{N1} , kW	$\rho_{RN1} = \sigma'_{RN1}$	P'_{RN1} , kW	
ASI 315 S	75	1,11	83,25	1,091	81,9	79,5

Deoarece condiția de verificare (4.80) este îndeplinită, se trage concluzia, valabilă în cazul în care condițiile de răcire reale nu sînt mai slabe decât cele nominale, că MEA analizată corespunde din punctul de vedere al încălzirii pentru acționarea dată.

2) Utilitatea practică a metodei de calcul prezentate mai sus a fost confirmată și în cadrul unui studiu [43], în care s-a pus problema verificării pericolului arderii unui motor asincron cu inele, construit pentru funcționarea în serviciul tip S3, cu ventilație proprie, dar utilizat în realitate într-un serviciu tip S6, cu reostat de alunecare conectat permanent în circuitul rotoric și cu ventilație separată. Datele inițiale de calcul, modul de aplicare a metodei de calcul propuse și rezultatele obținute la acest exemplu se prezintă în cadrul pct.4.5.

4.4.7. Concluzii. În limita rezervei de încălzire existente în condițiile regimului nominal MEA pot suporta o anumită suprasarcină care poate fi evidențiată printr-un "factor al rezervei de

încălzire" și care, avînd valori apreciabile (8% ... 30%), merită să fie luată în considerare la rezolvarea multor probleme de AE din practica industrială. Metoda de calcul prezentată în cadrul punctelor precedente permite determinarea operativă a unor date cantitative privind posibilitatea măririi sarcinii MSA peste cea normal admisibilă în condițiile de funcționare reale, fără a depăși încălzirea medie admisibilă.

4.5. Cercetarea experimentală.

4.5.1. Scopul și obiectul cercetării.

Cercetările experimentale au fost efectuate la cererea producției [43], cu privire la solicitarea termică locală și medie a motorului de acționare a mecanismului de excavare-ridicare al unui excavator de balast, în vederea stabilirii cauzei și măsurilor de evitare în viitor a arderii repetate, într-un timp relativ scurt, a bobinajului rotoric al acestuia. Solicitarea termică a motorului a fost verificată atât direct, prin măsurători de temperatură, cît și indirect, prin metoda curentului echivalent. Deoarece motorul analizat este utilizat pe excavator în alte condiții decît cele nominale (v.pct.4.5.2 și 4.5.3.4), la aplicarea metodei curentului echivalent a fost necesară o cercetare suplimentară pentru stabilirea sarcinii admisibile din punctul de vedere termic în condițiile reale date, ținînd seama și de rezerva de încălzire existentă în regimul nominal. Legat de aceasta, pe baza exemplului concret abordat, în cadrul pct.4.5.4 se prezintă cîteva probleme și o metodică de calcul originală pentru determinarea sarcinii admisibile a unor MSA utilizate în alt servicii, la altă turație medie și cu un alt sistem de ventilație decît cele nominale pentru care au fost construite [14].

Avînd în vedere modul în care se stabilesc limitele supratemperaturilor admisibile ale MSA [178,pct4.13], (v.și pct.1.7), de cele mai multe ori este suficient ca la studiul solicitării termice a acestora să se evidențieze numai încălzirea medie a înfășurărilor. Sînt însă cazuri cînd este necesar să se cunoască și cîmpul de repartiție a temperaturilor din interiorul MSA, pentru a putea stabili solicitarea termică locală, respectiv punctele periclitate. Diferența între solicitarea termică locală și cea medie depinde de mai mulți factori, dintre care se amintesc : tipul constructiv, gabaritul, sistemul de ventilație și caracteristicile serviciului de exploatare.

Metodele de calcul elaborate cu admiterea ipotezelor TC și utilizate în practică pentru aprecierea solicitării termice medii și

determinarea sarcinii admisibile a MEA, chiar și metoda mărimilor echivalente [44], evidențiază încălzirea medie a înfășurărilor numai cu aproximație. Totuși, răspîndirea largă și utilitatea practică a acestor metode de calcul este justificată, deoarece formulele de calcul sînt simple și asigură un calcul operativ pe baza unui număr redus de date inițiale necesare, relativ ușor de obținut.

În legătură cu aspectele arătate mai sus, pe baza rezultatelor cercetărilor experimentale efectuate, se încearcă să se mai răspundă la următoarele întrebări :

- în ce măsură influențează caracteristicile serviciului asupra cîmpului de repartiție a temperaturilor și, prin aceasta, asupra sensului fluxului de căldură din interiorul MEA ?

- care este precizia cu care metodele de calcul amintite evidențiază solicitarea termică medie a înfășurărilor MEA ?

4.5.2. Datele nominale ale motorului. Motorul analizat este un motor asincron cu inel, cu serviciul nominal tip S3, cu ventilație axială proprie și cu următoarele date nominale utilizate în studiu : $P_{N3} = 130 \text{ kW}$, la $DA_{IN} = 0,60$, $n_{N3} = 970 \text{ rot/min}$, $U_{1N}(\Delta) = 380 \text{ V}$, $f_{1N} = 50 \text{ Hz}$, $I_{1N3} = 276 \text{ A}$, $I_{10} = 0,53 I_{1N3}$, $U_{c2}(Y) = 450 \text{ V}$, $I_{2N3} = 185 \text{ A}$, $\eta_{N3} = 0,92$, $\cos \varphi_{N3} = 0,78$, $\vartheta_{1N3} = 69 \text{ grd.}$, $\vartheta_{2N3} = 60 \text{ grd.}$, clasa de izolație B, adică $\vartheta_{ad} = 80 \text{ grd.}$, $P_{Pel} = 2275 \text{ W}$, $P_{mec.} = 800 \text{ W}$, $P_{s2} = 707 \text{ W}$, $P_{Cu1N3} = 3540 \text{ W}$, $P_{Cu2N3} = 3380 \text{ W}$ și $P_{N3} = \sum p = 10702 \text{ W}$.

Fișa tehnică a motorului nu conține nici un fel de date privind condițiile de răcire. Dar s-a stabilit [43] că ventilatorul propriu este montat pe arbore în partea cuplei și aspiră aerul de răcire, cu un debit $D_{aN3} = 0,524 \text{ m}^3/\text{s}$, axial prin motor. Secțiunea transversală totală a canalelor axiale de răcire este $S_{ca} = 0,092 \text{ m}^2$.

4.5.3. Serviciul de exploatare real al motorului.

4.5.3.1. Considerații generale. Prin cercetările experimentale efectuate în două etape [43] s-a urmărit obținerea unor date cantitative, privind regimul de funcționare și de încărcare și solicitarea termică locală și medie a motorului, în condiții de exploatare cît mai variate. În etapa I, excavatorul a fost utilizat pentru excavarea de balast din lac, iar în etapa II, pentru transbordarea de pămînt pe uscat; în ambele cazuri, unghiul mediu de rotire a brațului excavatorului a fost același. De asemenea s-a urmărit ca datele experimentale să corespundă cazului unui regim de exploatare intensivă, în condițiile cele mai grele privind temperatura mediului ambiant (cea de a doua etapă a avut loc în luna iulie).

4.5.3.2. Determinări experimentale. Programul cercetărilor experimentale a cuprins, printre altele, înregistrarea variației în funcție de timp a următoarelor mărimi interesante pentru studiul de față : tensiunea de alimentare U_1 , turația n , curentul statoric (de linie) I_1 și curentul rotoric (faza cea mai încărcată) I_2 . Din toate aceste diagrame de funcționare se prezintă în fig.4.7,...4.10 câte un extras.

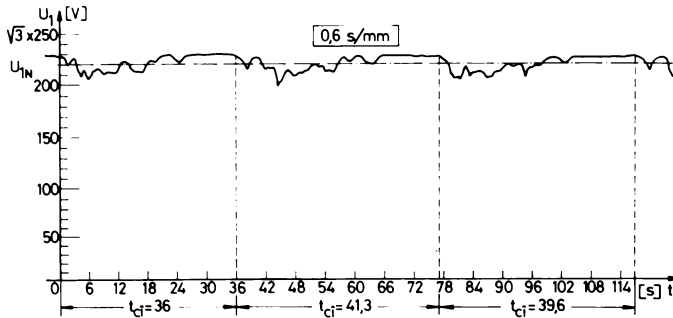


Fig.4.7
Extras din diagrama $U_1(t)$

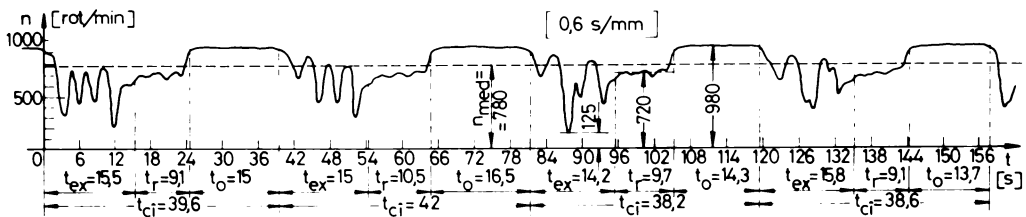


Fig.4.8. Extras din diagrama de mers $n(t)$

Motorul analizat funcționează pe excavator cu ventilație străină (independentă) realizată printr-un ventilator separat, care are diametrul exterior $d_{vE} = 0,350$ m, este antrenat de un motor asincron cu rotorul în scurtcircuit cu turația $n_{vE} = 2830$ rot/min și aspiră aerul de răcire din exteriorul (ind.E) cabinei excavatorului și îl suflă din partea inelelor colectoare axial prin motor. La determinarea debitului de aer de răcire D_{aE} s-a folosit tubul Pitot și s-a aplicat o metodă de extrapolare grafică originală (v.fig.4.11) impusă de faptul că tubul de legătură dintre ventilator și motor are o lungime mică, ceea ce conduce la un câmp neuniform al vitezelor aerului în secțiunea dreptunghiulară a tubului.

Măsurătorile au arătat că, la funcționarea ventilației străine, debitul de aer de răcire este practic independent de turația motorului.

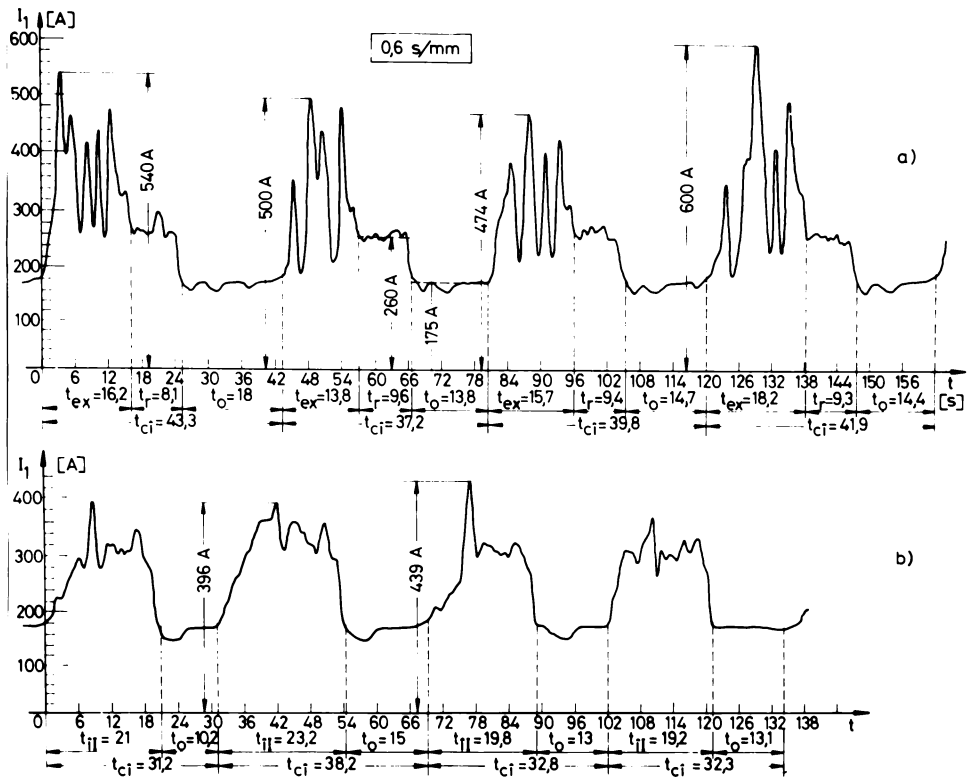


Fig.4.9. Extras din diagrama de sarcină $I_1(t)$: a) - etapa I; b) - etapa II.

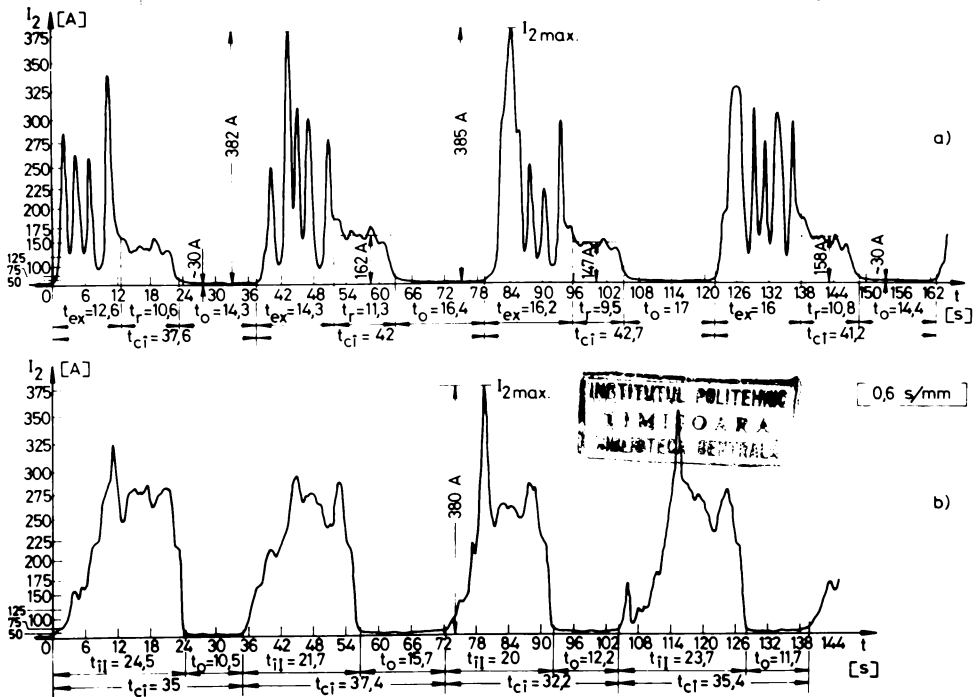


Fig.4.10. Extras din diagrama de sarcină $I_2(t)$: a) - etapa I; b) - etapa II.

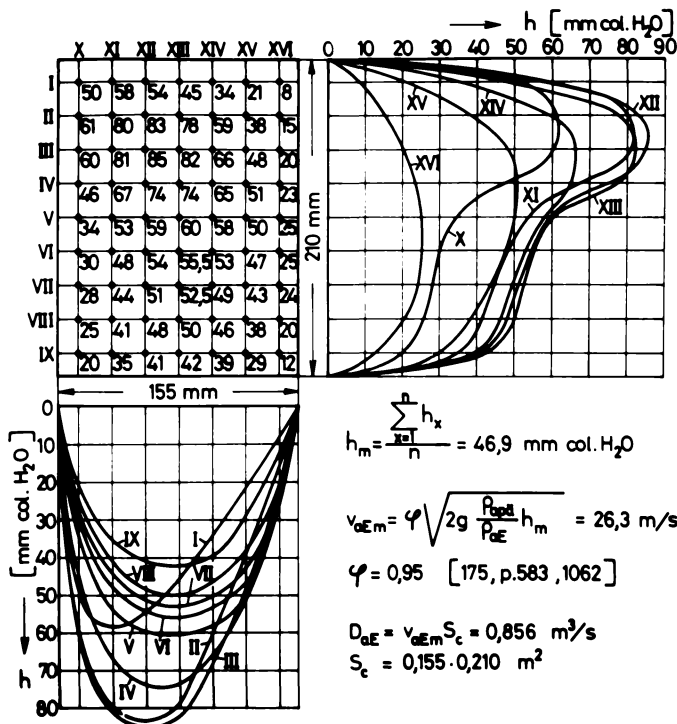


Fig.4.11.

Determinarea debitului aerului de răcire în cazul ventilației străine.

$$h_m = \frac{\sum_{x=1}^n h_x}{n} = 46,9 \text{ mm col. H}_2\text{O}$$

$$v_{aE_m} = \varphi \sqrt{2g \frac{P_{aE}}{P_{aE}} h_m} = 26,3 \text{ m/s}$$

$$\varphi = 0,95 \quad [175, p.583, 1062]$$

$$D_{aE} = v_{aE_m} S_c = 0,856 \text{ m}^3/\text{s}$$

$$S_c = 0,155 \cdot 0,210 \text{ m}^2$$

4.5.3.3. Prelucrarea datelor experimentale. Toate diagramele de funcționare înregistrate experimental au fost prelucrate și interpretate cantitativ, luîndu-se în considerare un număr relativ mare și anume 16 cicluri de încărcare. Astfel s-au calculat datele pentru un ciclu mediu (ind.m) al diagramelor de funcționare echivalente (ind.e) prezentate în tab.4.6 și fig.4.12.

Tabelul 4.6 : Valori medii corespunzătoare diferitelor perioade ale ciclului mediu

Perioada medie considerată		Tura- ția n	Alune- carea s	Frecvența rotorică	Tensiunea rotorică
Felul perioadei	Durata t [s]	[rot./ min.]	-	f_2 [Hz]	$U_{e2s}^{1)}$ [V]
Excavare (exm)	14,30	605 ²⁾	0,395 ³⁾	19,8	178
Ridicare (rm)	9,75	720	0,280	14	126
Încărcare intermi- tentă (iIm)	24,05	651	0,3484	17,43	157
Mers în gol (om)	15,40	980	0,020	1	9
Ciclul mediu (cfm)	39,45	780	0,220	11	99
Valori ex- treme la excavare	în medie	276	0,728	36,2	326
	minimorum	125	0,875	43,7	393
	maximorum				

Notă : 1) $U_{e2s} = s U_{e2}$; 2) $n_{exm} = n_1 (1 - s_{exm})$

$$3) s_{exm} = \frac{s_m t_{cfm} - s_{rm} t_{rm} - s_{om} t_{om}}{t_{exm}}$$

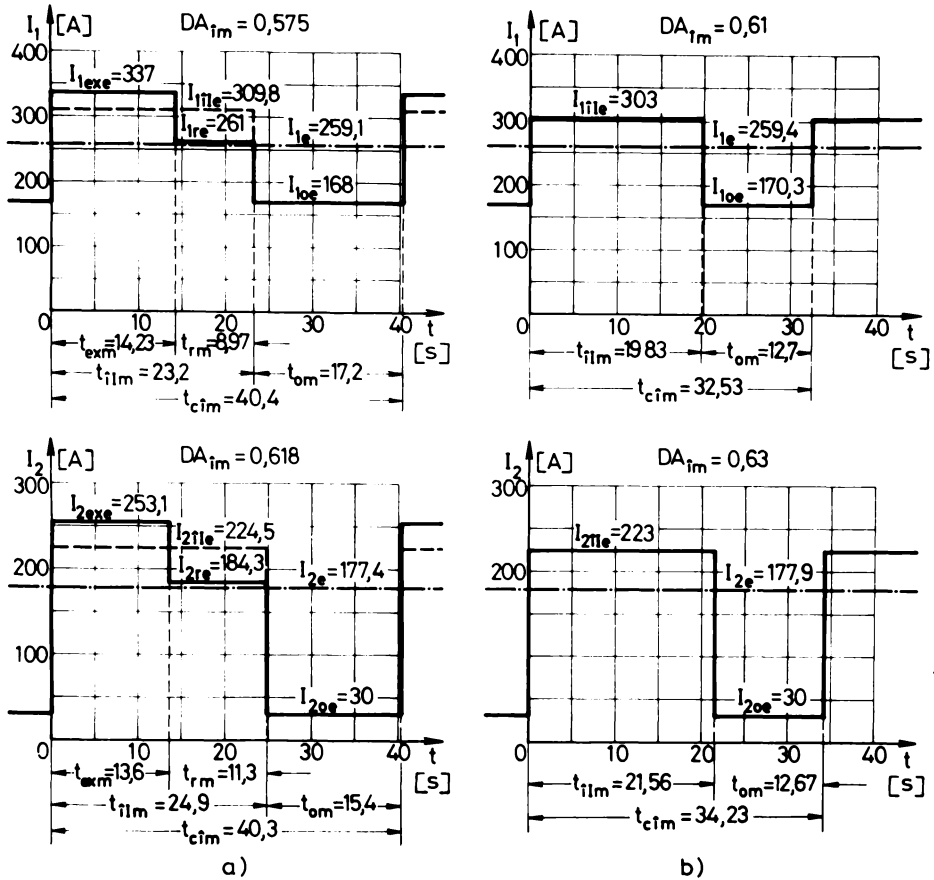


Fig.4.12. Diagramele de sarcină echivalente pentru stator și rotor (faza cea mai încărcată), corespunzătoare ciclului mediu din : a)-etapa I; b)- etapa II.

La întocmirea diagramelor de sarcină echivalente din fig.4.12 valorile echivalente ale curentului statoric (I_{1e} , I_{1lexe} , I_{1re} , I_{1Ile} și I_{1oe}) și rotoric (I_{2e} , I_{2exe} , I_{2re} , I_{2Ile} și I_{2oe}) s-au calculat cu ajutorul rel.(4.41), atât pentru perioada ciclului de încărcare (t_{cim}), cât și pentru perioadele de excavare (t_{exm}), de ridicare (t_{rm}), de funcționare în sarcină (de încărcare intermitentă) (t_{ilm}) și de mers în gol (t_{om}).

4.5.3.4. Caracterizarea serviciului de exploatare real.

- Motorul construit pentru funcționarea în serviciul intermitent periodic (S3) și cu ventilație axială proprie este utilizat pe excavator într-un serviciu cu funcționare neîntreruptă și cu sarcină variabilă aleatoriu, cu reostat de alunecare nesimetric și cu ventilație străină. Având în vedere forma reală a diagramelor de sarcină (v.fig.4.9 și 4.10), cf.celor arătate la pct.1.6.2 serviciul de exploatare real se încadrează în serviciul tip S1 (v.tab.

1.1, serviciul de sub nr.crt.2). Dacă prin aplicarea rel.(4.41) în perioadele de excavare + ridicare = încărcare intermitentă și în perioadele de mers în gol se aduc diagramele de sarcină reale la forma idealizată din fig.4.12, atunci serviciul de exploatare real poate fi încadrat și în serviciul tip S6 (v.tab.1.1, serviciile de sub nr.crt.6 și 7). Posibilitatea încadrării serviciului real în cele două servicii tip S1 și S6 se justifică prin aceea, că serviciul tip S1 poate fi considerat un caz particular al serviciului tip S6, la care $DA_1 = 1$.

Diagramele de mers și de sarcină medii echivalente ale motorului se caracterizează prin datele evidențiate în tab.4.6 și în fig.4.12.

- În ambele etape de determinări experimentale simetria și valoarea medie a tensiunii de alimentare, în diferitele perioade ale ciclului de încărcare, s-a menținut între limitele normale cf. [178] (v.fig.4.7).

- Cu toate că diagramele de funcționare înregistrate în cele două etape diferă ca formă, respectiv ca număr de perioade distincte din ciclu (în cazul diagramelor de sarcină din etapa II perioadele de excavare și ridicare se confundă din punctul de vedere al sarcinii, formând o singură perioadă, cea de mers în sarcină), sarcina medie echivalentă din punctul de vedere al încălzirii motorului, concretizată prin valorile curentului echivalent statoric (I_{1e}) și rotorice (I_{2e}), a fost practic independentă de regimurile de excavare existente în etapele I și II (v.fig.4.12).

- Suprasarcina relativă maximă în perioadele de excavare are valori cuprinse între 1,56 și 2,2 (în funcție de regimul de excavare) și deci nu depășește valoarea admisă de 2,5 [39,41].

- În timpul unui ciclu de excavare, datorită reostatului de alunecare conectat permanent în circuitul rotorice, turația motorului variază în limite largi, cu consecințele concretizate în tab.4.6, adică micșorarea turației medii și creșterea alunecării, frecvenței și tensiunii rotorice medii.

- Debitul de aer de răcire este practic independent de turația motorului ventilat și are valoarea măsurată $D_{aE} = 0,856 \text{ m}^3/\text{s}$.

- Din cauza deficienței schemei electrice de alimentare și de comandă a motorului se poate ajunge accidental în situația de a funcționa fără ventilația străină.

- Drept condiții de răcire cele mai grele se consideră condițiile existente în etapa II. În această etapă temperatura mediului ambiant, adică a aerului înconjurător motorului din interiorul ca-

binei excavatorului a avut valoarea $T_{amb.} = +40^{\circ}\text{C}$, iar temperatura aerului de răcire a avut valorile $T_{a\text{ intr.}} = +32^{\circ}\text{C}$, la intrarea în motor, și $T_{a\text{ ieș.}} = +42,5^{\circ}\text{C}$, la ieșirea din motor.

4.5.4. Calculul sarcinii admisibile în condițiile reale și verificarea la încălzire a motorului.

4.5.4.1. Considerații privind condiția de verificare și încadrarea serviciului real în servicii tip. Deoarece motorul analizat este utilizat în alt serviciu, la altă turație medie și cu un alt sistem de ventilație decât cele nominale pentru care a fost construit, curentul echivalent din serviciul de exploatare real nu poate fi comparat cu curentul nominal înscris pe plăcuța indicatoare sau în fișa tehnică a motorului. La verificarea solicitării termice medii prin metoda curentului echivalent și pentru a stabili cauza arderii motorului trebuie ca valorile curentului echivalent statoric și rotoric, determinate pe baza diagramelelor de sarcină înregistrate în cele două etape, să fie comparate cu valorile admisibile ale curentului în diferitele situații în care poate ajunge motorul în exploatare, ținând seama și de rezerva de încălzire existentă în regimul nominal. Din acest punct de vedere se deosebesc următoarele două situații: serviciul real normal (indicele n), cu ventilația străină în funcțiune, și serviciul real de avarie (indicele a), la întreruperea accidentală a ventilației străine.

Pentru verificarea solicitării termice medii prin metoda curentului echivalent, serviciul de exploatare real al motorului analizat trebuie încadrat în categoria a2) (v.pct.4.3.1) și considerat ca fiind un serviciu tip S1 (v.pct.4.5.3.4). O astfel de încadrare este necesară pentru precizarea condiției de verificare, respectiv a tipului serviciului pentru care urmează să se calculeze sarcina admisibilă cu care se compară sarcina echivalentă reală. În exemplul tratat curentul echivalent real (I_{xe}) se compară cu curenții admisibili la funcționarea motorului în serviciul real normal (I_{x1n}) și în serviciul real de avarie (I_{x1a}), ambele considerate de tip S1.

Pe lângă această verificare se prezintă, cu scop de comparație, și calculele de verificare la încălzire a motorului în cazul în care serviciul de exploatare real (normal și de avarie) este considerat de tip S6 (v.pct.4.5.3.4) și este încadrat în categoria a1) (v.pct.4.3.1). În acest caz calculele se efectuează pe baza diagramelelor de sarcină echivalente, idealizate, din fig.4.12,

curentul de sarcină real, echivalent, I_{x1Ie} , comparându-se cu curenții admisibili I_{x6n} și respectiv I_{x6a} .

Pentru a evidenția influența fenomenului $R(\tau_R)$ asupra rezultatelor calculului se determină sarcina admisibilă în diferitele situații de funcționare atât cu relațiile (4.2) și (4.54), cât și cu relațiile (4.4) și (4.55).

Pentru simplificarea expunerii se precizează că în continuare, în toate situațiile tratate, toate mărimile se consideră pentru regimul termic cvasistaționar, cu $\mathcal{S}_0 = \mathcal{S}_{Ro} = \mathcal{S}_N$, respectiv $\mathcal{S}_0 = \mathcal{S}_{Ro} = \mathcal{S}_{ad}$. De asemenea se face observația că datorită duratei mici a ciclului de încărcare ($t_{c\grave{a}m} < 1 \text{ min}$ - v.fig.4.12) valorile suprasarcinii relative termice admisibile pot fi calculate cu ajutorul formulelor simplificate, obținute prin liniarizarea funcțiilor exponențiale și caracterizate prin aceea, că pot fi aplicate fără cunoașterea valorii mărimii T_N , respectiv T_{RN} (v.tab.4.1 și 4.2).

4.5.4.2. Precizarea formulilor de calcul. Pentru rezolvarea problemei puse se aplică, în ordine, formulele de calcul enumerate în tab.4.7.

Tab.4.7.

Precizia de calcul corespunzătoare		admiterii tuturor ipotezelor TC.		luării în considerare a fenomenului $R(\tau_R)$
Caracterizarea cazului	S1,	Pt. \mathcal{S}_N	(4.38), (4.2)	(4.36), (4.4)
		Pt. \mathcal{S}_{ad}	(4.72), (4.54)	(4.70), (4.55)
	S6,	Pt. \mathcal{S}_N	(4.8), (4.33a), (4.32a), (4.2)	(4.9), (4.28a), (4.4)
		Pt. \mathcal{S}_{ad}	(4.75), (4.69a), (4.68a), (4.54)	(4.76), (4.66a), (4.55)

4.5.4.3. Expresia coeficientului de corecție β_γ .

Pentru demonstrație se consideră modelul de reprezentare simplificată a unei MEA, cu ventilație axială străină, sub forma dată în fig.4.13, în care s-au notat prin: τ - temperatura medie momentană a corpului MEA; τ_{amb} - temperatura mediului ambiant; $\tau_{u \text{ intr}}$, τ_{ax} și $\tau_{a \text{ ies}}$ - temperaturile aerului de răcire la intrarea, la distanța x de la intrare și respectiv la ieșirea din MEA; v_u - viteza medie a aerului în raport cu suprafața răcită; $p_{hp} = p_{he}$ pierderile evacuate prin suprafața exterioară neventilată, S_e , a MEA; h_p - coeficientul de transmitere a căldurii în aer liniștit; p_{hv} - pierderile evacuate prin ventilația forțată, adică prin aerul de răcire care trece axial prin mașină, cu un debit total $D_u = v_u S_{oa}$, unde

S_{ca} este secțiunea transversală totală a canalelor axiale de răcire; h_v - coeficientul de transmitere a căldurii de pe suprafața ventilată, S_v , a MSA; L_v - lungimea medie a suprafeței ventilate. În cele ce urmează se admit ipotezele 1), 2) și 3) ale TC, dar nu se admite ipoteza 4) (v.pct.1.8.2 și 3.4). De asemenea se consideră cazul $\tau_{amp} \neq \tau_a$ intr.

Dacă nu se evidențiază influența încălzirii aerului de răcire de-a lungul suprafeței ventilate, adică se admite și ipoteza 4), atunci coeficientul rezultat de transmitere a căldurii în cazul suprafețelor ventilate poate fi exprimat sub forma [1]:

$$h_v = h_p(1 + k_s \sqrt{v_a}), \quad (4.81)$$

unde $k_s = 0,5 \dots 1,3$ [1, p.135, tab.3.5] este coeficientul intensității de suflare.

Pentru luarea în considerare a fenomenului de încălzire a aerului de răcire de-a lungul suprafeței ventilate, în cazul exemplului tratat se exprimă pierderile totale evacuate din mașină sub forma:

$$\begin{aligned} p_h &= p_{hc} + p_{hv} = h_p S_e (\tau - \tau_{amb.}) + h_v S_v (\tau - \tau_{am}) = \\ &= h_p S \vartheta \left[\frac{S_e}{S} \left(1 - \frac{\tau_{amb.} - \tau_{a \text{ intr.}}}{\vartheta} \right) + \frac{S_v}{S} (1 + k_s \sqrt{v_a}) \left(1 - \frac{\vartheta_{am}}{\vartheta} \right) \right], \end{aligned} \quad (4.82)$$

unde: $S = S_e + S_v$ este suprafața totală de cedare a căldurii, cu τ_{am} s-a notat temperatura medie a aerului în canalele axiale de răcire,

$$\vartheta = \tau - \tau_{a \text{ intr.}} \quad (4.83)$$

și

$$\vartheta_{am} = \tau_{am} - \tau_{a \text{ intr.}} \quad (4.84)$$

Dacă cf. rel.(1.34) se mai exprimă pierderile p_h și sub forma generală:

$$p_h = h_a S \vartheta, \quad (4.85)$$

și se introduce notația:

$$a_m = \vartheta_{am} / \vartheta, \quad (4.86)$$

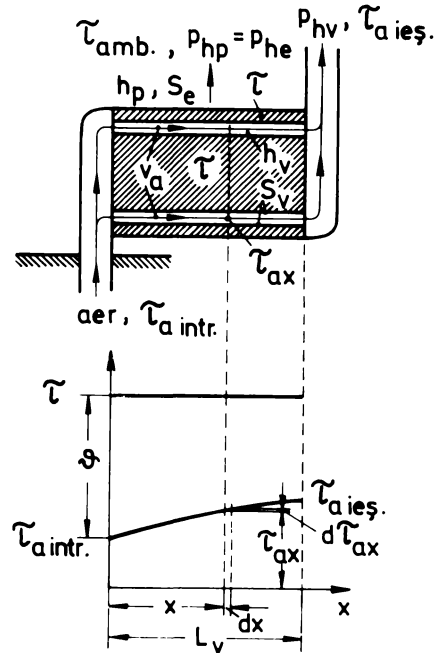


Fig.4.13. Explicativă la determinarea coeficientului de corecție β_v .

reprezentând valoarea medie a coeficientului de încălzire a aerului definit sub forma generală prin rel.(3.56), atunci rezultă pentru coeficientul de transmitere a căldurii global mediu și echivalent, corectat în funcție de încălzirea aerului de răcire de-a lungul suprafeței ventilate, expresia :

$$h_a = h_p \left[\frac{S_e}{S} \left(1 - \frac{\tau_{amb} - \tau_{a \text{ intr.}}}{\vartheta} \right) + \frac{S_v}{S} (1 + k_s \sqrt{v_a})(1 - a_m) \right] \quad (4.87)$$

Pe baza rel. de definiție (3.54), cu ajutorul rel.(4.87) se poate scrie expresia generală a coeficientului de corecție β_Y , pentru evidențierea deosebirii dintre condițiile de răcire reale (precizate prin ind. Y) și cele nominale ($Y = N$), în cazul MEA ventilate, sub forma :

$$\beta_Y = \frac{h_{aY}}{h_{aN}} = \frac{1 - \frac{\tau_{amb} - \tau_{a \text{ intr.}}}{\vartheta_Y} + \frac{S_v}{S_e} (1 + k_s \sqrt{v_{aY}})(1 - a_{mY})}{1 + \frac{S_v}{S_e} (1 + k_s \sqrt{v_{aN}})(1 - a_{mN})} \quad (4.88)$$

deoarece $\tau_{amb.N} = \tau_{a \text{ intr.}N} = +40^\circ\text{C}$.

Pentru calculul coeficientului de încălzire a aerului, cu notațiile din Fig.4.13 se exprimă pierderile evacuate prin debitul de aer de răcire, D_a , de pe un element de suprafață $(S_v/L_v)dx$ al canalelor axiale de răcire, considerat la distanța x de la intrarea aerului, unde încălzirea aerului este $\vartheta_{ax} = \tau_{ax} - \tau_{a \text{ intr.}}$, sub forma [1,116] :

$$dp_{hv} = h_v \frac{S_v}{L_v} dx (\tau - \tau_{ax}) = 1100 D_a d\tau_{ax} \quad (4.89)$$

care conduce la ecuația diferențială :

$$\frac{d\vartheta_{ax}}{dx} + \frac{h_v S_v}{1100 D_a L_v} \vartheta_{ax} = \frac{h_v S_v}{1100 D_a L_v} \vartheta \quad (4.90)$$

prin integrarea căreia, împreună cu rel.(4.81), se obține

$$a_x = \frac{\vartheta_{ax}}{\vartheta} = 1 - e^{-\frac{h_p(1 + k_s \sqrt{v_a}) S_v}{1100 D_a} \frac{x}{L_v}} \neq f(\vartheta) \quad (4.91)$$

care pentru $x = L_v$ devine :

$$a = \frac{\vartheta_a}{\vartheta} = 1 - c - \frac{h_p(1 + k_s \sqrt{v_a}) S_v}{1100 D_a} \quad (4.92)$$

Scrisă pentru condițiile nominale, cu $v_a = v_{aN}$, rel.(4.92) conduce la :

$$\frac{h_p S_v}{1100} = \frac{D_{aN}}{1 + k_s \sqrt{v_{aN}}} \ln \frac{1}{1 - a_N} \quad (4.93)$$

cu care rel. (4.91) și (4.92) obțin forma :

$$a_x = 1 - (1 - a_N) \frac{x}{L_v} \frac{1+k_s \sqrt{v_a}}{1+k_s \sqrt{v_{aN}}} \frac{D_{aN}}{D_a} \quad (4.94)$$

respectiv :

$$a = 1 - (1 - a_N)^{1+k_s \sqrt{v_a}} \frac{D_{aN}}{D_a} \quad (4.95)$$

Mai departe se calculează :

$$a_m = \frac{1}{L_v} \int_0^{L_v} a_x dx = 1 - \frac{1 - (1 - a_N)^{1+k_s \sqrt{v_a}} \frac{D_{aN}}{D_a}}{\frac{1+k_s \sqrt{v_a}}{1+k_s \sqrt{v_{aN}}} \frac{D_{aN}}{D_a} \ln \frac{1}{1-a_N}} \quad (4.96)$$

$$\text{și : } a_{mN} = 1 - a_N / \ln \frac{1}{1-a_N} \quad (4.97)$$

cu precizarea că :

$$a_N = \vartheta_{aN} / \vartheta_N = (\tau_{a \text{ ieș.N}} - \tau_{a \text{ intr.N}}) / \vartheta_N \quad (4.98)$$

Pe baza rel. (4.95) și (4.96) se mai poate scrie expresia :

$$a_m = 1 - \frac{1+k_s \sqrt{v_{aN}}}{1+k_s \sqrt{v_a}} \frac{D_a}{D_{aN}} \frac{a}{\ln \frac{1}{1-a_N}} \quad (4.99)$$

utilă în cazurile în care $a = \vartheta_a / \vartheta$ se determină experimental.

Admițind pentru încălzirea aerului de răcire de-a lungul suprafeței ventilate o lege liniară se obține [1] : $a_m \approx 0,5 a$.

Efectuarea calculelor cu o astfel de valoare conduce însă la un rezultat defavorabil din punctul de vedere al solicitării termice a MEA.

Cu privire la calculul coeficientului de corecție β_γ cu ajutorul rel. (4.88) se precizează următoarele :

- Deoarece valoarea coeficientului de încălzire a aerului este determinată numai de parametrii constructivi ai MEA și de debitul de aer de răcire și nu depinde de valoarea supratemperaturii ϑ_γ [v. rel. (4.91), ... (4.99)], avînd în vedere că se urmărește calculul sarcinii admisibile din punct de vedere termic, în cele ce urmează se va admite, după caz, $\vartheta_\gamma = \vartheta_N$ sau $\vartheta_\gamma = \vartheta_{ad}$.

- Dacă $D_{a\gamma}$, respectiv $v_{a\gamma}$ se micșorează, atunci a_γ și $a_{m\gamma}$ se măresc, iar β_γ se micșorează.

- În cazul MEA în repaus și fără ventilație ($\gamma = p$), adică în cazul $v_{ap} = 0$, respectiv $D_{ap} = 0$, se obține $a_p = 1$ și $a_{mp} = 1$.

- Deoarece suprafețele S_e și S_v nu sînt cunoscute din datele de catalog ale MSA, se propune determinarea lor astfel : S_e - pe baza dimensiunilor de gabarit ale MSA, iar S_v - din expresia pierderilor evacuate prin aerul de ventilație :

$$p_{hv} = h_p(1+k_s \sqrt{v_a}) (1-a_m) S_v \vartheta = 1100 D_a \vartheta_a, \quad (4.100)$$

din care, admitînd $a_m = 0,5a$, se explicitează :

$$S_v = \frac{1100 D_a}{h_p(1+k_s \sqrt{v_a})(1-0,5a)} \quad (4.101)$$

Rel.(4.101) se poate aplica dacă experimental se cunoaște $a = \vartheta_a / \vartheta$ pentru anumite condiții de funcționare caracterizate prin D_a și v_a cunoscute.

- Valoarea coeficientului a_N (necunoscută din datele de catalog) se poate calcula pe baza rel.(4.92) sub forma :

$$a_N = 1 - e^{-\frac{h_p(1+k_s \sqrt{v_{aN}}) S_v}{1100 D_{aN}}} \quad (4.102)$$

- Rel.(4.88) nu are un caracter general; ea este valabilă numai în cazul MSA cu același sistem de ventilație ca în cazul motorului analizat.

4.5.4.4. Stabilirea datelor inițiale de calcul. Pentru a putea aplica rel. enumerate în tab.4.7, în afară de cele prezentate în cadrul pct.4.5.2 și 4.5.3, mai trebuie să se cunoască următoarele date :

- date nominale : α , σ_{tN3} , σ_{tRN3} , Y, Z și Q ;

- date dependente de felul serviciului real (normal sau de avarie): β_m , β_o , β_{fI} , X_m , X_o , X_{fI} , DA_f și I_o .

Raportul pierderilor α se calculează cu ajutorul rel.(3.80), obținîndu-se $\alpha = 0,547$, deoarece $k = p_{Fcl} + p_{mec} + p_{s2} = 3782 \text{ W}$ și $V_N(c) = p_{Cu1N3} + p_{Cu2N3} = 6920 \text{ W}$.

Pentru calculul suprasarcinii relative termice nominale cu ajutorul rel.(4.26a) + (4.27a), respectiv (4.22a), (v.tab.4.1), trebuie să se cunoască valoarea coeficienților de corecție β_{pN} și X_{pN} care evidențiază deosebirea dintre condițiile de răcire în repaus fără ventilație și cele existente la viteza nominală, motorul funcționînd la sarcina nominală și cu ventilația proprie nominală.

La funcționarea în condițiile serviciului nominal tip S3, cf. recomandărilor din tab.3.5 se poate admite $\vartheta_x = \vartheta_{N3}$, rezultînd $X_{pN} = \beta_{pN} [v.\text{rel.}(3.84)]$.

În cazul exemplului tratat, pentru calculul valorii mărimilor

S_v , a_{N3} , a_{mN3} și a_{mV} necesare în expresia (4.88) a coeficientului de corecție β_γ , se aplică succesiv rel.(4.101), (4.102), (4.97) și respectiv (4.96).

Pentru serviciul real normal ($\gamma = n$) se cunoaște experimental (v.pct.4.5.3.4 și 4.5.5.2) valoarea coeficientului de încălzire a aerului :

$$a_n = \frac{\tau_{a \text{ ics.n}} - \tau_{a \text{ intr.n}}}{\vartheta_n} = \frac{42,5 - 32}{64,9} = 0,1617$$

și debitul aerului de răcire $D_{an} = D_{aE} = 0,856 \text{ m}^3/\text{s}$.

Din dimensiunile de gabarit ale motorului rezultă $S_e \approx 2,56 \text{ m}^2$ (v.fig.4.14). Dacă se mai admite : $v_{aN3} = D_{aN3}/S_{ga} = 5,7 \text{ m/s}$, $v_{an} = v_{aE} = v_{aN3}$, $D_{aE}/D_{aN3} = 9,31 \text{ m/s}$, $h_p = 14,2 \text{ W/m}^2 \text{ grad}$. [1, p.134, tab.3.4], $k_s = 0,8$ și $\vartheta_{N3} = 0,5(\vartheta_{1N3} + \vartheta_{2N3}) = 64,5 \text{ grad}$., atunci se pot calcula : $S_v = 3,39 \text{ m}^2$, $a_{N3} = 0,2157$, $a_{mN3} = 0,1121$,

$$X_{pN} = \beta_{pN} = \frac{1}{1 + \frac{S_v}{S_e} (1 + k_s \sqrt{v_{aN3}}) (1 - a_{mN3})} = 0,226$$

$\sigma_{tN3} \approx 1,1506$ și $\sigma_{tRN3} \approx 1,1764$. Mai departe aplicînd rel.(3.85), (3.86) și (3.87) + (3.70) se obține : $Y = 0,1458$, $Z = 0,3258$ și $Q_N = 0,5284$ care îndeplinesc condiția (4.6).

Deoarece $t_{cim} < 1 \text{ min}$, în timpul unui ciclu de încărcare real supratemperatura motorului poate fi considerată constantă. Dacă se mai ține seamă de faptul că se calculează sarcina admisibilă din punct de vedere termic, atunci rezultă : $X_m = \beta_m$, $X_o = \beta_o$ și $X_{fI} = \beta_{fI}$. În afară de aceasta, deoarece la funcționarea în serviciul real normal debitul de aer de răcire este practic independent de turație, se poate admite : $\beta_{mn} = \beta_{on} = \beta_{fIn} = \beta_n$ și $X_{mn} = X_{on} = X_{fIn} = X_n$. Aplicînd succesiv rel.(4.96) și (4.88) se obțin pentru a_{mn} și $X_n = \beta_n$ valorile din tabelul 4.8.

La funcționarea în serviciul real de avarie intensitatea ventilației depinde de turație care variază în limite largi. Se admite :

$$v_{aV}/v_{aN} = D_{aV}/D_{aN} = n_V/n_N \quad , \quad (4.103)$$

în care turația n_V se înlocuiește cu valorile cf.tab.4.6. Rezultatele aplicării rel.(4.103), (4.96) și (4.88) sînt concentrate în tab.4.8.

Tabelul 4.8.

γ	$v_{a\gamma}$ m/s	$D_{a\gamma}$ m ³ /s	$a_{m\gamma}$	$\tau_{am\gamma}$	$X_{\gamma} = \beta_{\gamma}$	$X'_{\gamma} = \beta'_{\gamma}$
n	9,310	0,8560	0,0830	37,4	1,1431	1,1470
fIa	3,825	0,3516	0,1438	41,3	0,8557	0,8596
oa	5,760	0,5295	0,1137	39,3	0,9732	0,9770
ma	4,583	0,4213	0,1285	40,3	0,9061	0,9100

În tab.4.8 sînt prezentate și valorile temperaturilor medii ale aerului de răcire, ținînd seama de fenomenul de încălzire a aerului de răcire de-a lungul suprafeței ventilate sub forma :

$$\tau_{am\gamma} = \tau_a \text{ intr.} + a_{m\gamma} \vartheta_{N3} \quad (4.104)$$

Rezultă că temperatura medie a aerului de răcire nu diferă mult de cea nominală, motiv pentru care nu este necesară o corecție, admitîndu-se $Q_{\gamma} = Q_N$.

Cf. rel.(4.88) valoarea coeficientului de corecție β_{γ} crește cu creșterea supratemperaturii ϑ_{γ} . De aceea în cazul epuizării rezervei de încălzire din regimul nominal, aplicînd rel.(4.88) pentru supratemperatura : $\vartheta_{\gamma} = 0,5(\vartheta_{ad} + \vartheta'_2) = 0,5 \vartheta_{ad}(1 + \vartheta_{2N3}/\vartheta_{1N3}) = 74,8$ grad., determinată în ipoteza proporționalității între supratemperaturile medii ale înfășurărilor statorice și rotorice, se obțin pentru $X'_{\gamma} = \beta'_{\gamma}$ valorile din tab.4.8.

Valorile mărimilor DA_f și I_0 se adoptă cf. diagramelor de sarcină medii echivalente din fig.4.12.

4.5.4.5. Interpretarea rezultatelor.

Rezultatele calculelor de verificare la încălzire a motorului, aplicînd formulele enumerate în tab.4.7, sînt concentrate în tab.4.9. Se constată următoarele :

- La exploatarea motorului în condiții echivalente cu cele existente la data înregistrărilor, adică în serviciul real normal, nu există un pericol iminent ca motorul să se ardă din nou, deoarece el nu este încărcat peste sarcina admisibilă. Înfășurarea statorică este încărcată în proporție de 94,5%, iar înfășurarea rotorică (faza cea mai solicitată) este încărcată în proporție de 96,6% din sarcina medie admisibilă. Nu se recomandă utilizarea motorului într-un regim mai greu din punctul de vedere al încălzirii.

- Prin cercetările efectuate se atestă necesitatea ventila-

ției străine. Dacă motorul ar funcționa numai cu ventilația proprie, adică în serviciul real de avarie, sarcina medie echivalentă ar depăși pe cea admisibilă în acest caz cu 13,9%...14,7% în stator și cu 16,5%...17,4% în rotor (faza cea mai solicitată). Chiar dacă se ia în considerare rezerva de încălzire a motorului mai rezultă o suprasarcină de durată de 0,63%...1,93% pentru stator și de 2,96%...4,29% pentru rotor. La aplicarea condiției de verificare corespunzătoare încadrării serviciului real în serviciul tip S6 rezultă o suprasarcină și mai mare (1,29%...2,85%, respectiv 3,67%...5%). Nefuncționarea ventilației străine conduce inevitabil la "arderea" motorului prin suprasolicitarea termică a izolației și de aceea constituie o situație de avario.

- La utilizarea motorului în serviciul real de avario, adică la nefuncționarea accidentală a ventilației străine, sarcina admisibilă se micșorează pînă la o valoare care, în funcție de folul de încadrare a serviciului real în servicii tip, este cuprinsă între 78,4%...84,3% din sarcina admisibilă în condițiile serviciului real normal și se datoroște micșorării debitului aerului de răcire în medie pînă la valoarea $D_{ama} = 0,492 D_{an}$.

- Prin trecerea de la serviciul nominal tip S3, cu $DA_{IN} = 0,60$, la serviciul real de avarie sarcina admisibilă a motorului se micșorează pînă la valoarea de 81,9%...82,5% din cea nominală, dacă condiția de verificare corespunde cazului încadrării serviciului real într-un servici tip S1 și pînă la valoarea de 92%...92,9% din cea nominală, dacă condiția de verificare corespunde cazului încadrării serviciului real într-un servici tip S6, cu $DA_{IM} = 0,61 \approx DA_{IN}$ (v.fig.4.12b, etapa II - stator).

- Metoda aplicată pentru calculul sarcinii admisibile în cazul încadrării serviciului real într-un servici tip S6 permite evidențierea faptului că în perioadele de mers în gol ale serviciului real se manifestă următoarele două fenomene cu acțiuni contrare asupra solicitării termice a motorului. Pe de o parte, pierderile cauzate de curentul de mers în gol statoric, de valoare relativ mare ($I_{100} = 61\% I_{1N3}$), măresc solicitarea termică a înfășurării statorice și, pe de altă parte, ventilația în funcțiune micșorează solicitarea termică atât a înfășurării statorice, cât și a înfășurării rotorice.

Deoarece în serviciul nominal tip S3 aceste fenomene nu există se explică de ce, de exemplu pentru etapa II, se obține $I_{16a}/I_{26a} = 1,349 < I_{1N3}/I_{2N3} = 1,492$, respectiv $I_{1R6a}/I_{2R6a} = 1,352 < I_{1N3}/I_{2N3}$.

Tabelul 4.9.: Rezultatele calculelor de verificare la încălzire a motorului funcționând în serviciul real normal (indicele n) și în serviciul real de avarie (indicele a)

Infășurarea verificată		Stator (x = 1)		Rotor. (x = 2)	
I _{xN3} [A]		276		185	
Condiții de exploatare ca în etape:		I		II	
Cazul		259,1		177,4	
I _{xe} [A]		274,60		184,06	
I _{xln} [A]		274,60 (307,57)		184,06 (206,16)	
I _{xRln} [A]		274,63 (302,08)		184,08 (202,48)	
I _{xla} [A]		226,13 (257,77)		151,57 (172,78)	
I _{xRla} [A]		227,81 (254,49)		152,70 (170,58)	
I _{xe} /I _{xln}		0,9435 (0,8424)		0,9638 (0,8605)	
I _{xe} /I _{xRln}		0,9434 (0,8577)		0,9637 (0,8761)	
I _{xe} /I _{xla}		1,1458 (1,0052)		1,1704 (1,0267)	
I _{xe} /I _{xRla}		1,1373 (1,0181)		1,1618 (1,0400)	
I _{xIe} [A]		309,8		224,5	
I _{x6n} [A]		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
I _{x6a} [A]		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
I _{xIe} /I _{x6n}		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
I _{xIe} /I _{x6a}		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
S1		274,60 (307,57)		184,06 (206,16)	
S6		332,12 (371,27)		232,97 (256,48)	
a1)		263,28 (302,79)		191,76 (214,66)	
a2)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1,1707 (1,0458)	
a1)		0,9328 (0,8344)		0,9636 (0,8753)	
a2)		1,1813 (1,0285)		1,1847 (1,0367)	
în		303		223	
tipul		303		223	
S1		332,09 (379,03)		232,95 (261,19)	
categori		260,74 (307,56)		190,28 (217,42)	
de		0,9329 (0,8173)		0,9637 (0,8595)	
ser-		1,1881 (1,0073)		1,1798 (1,0326)	
vicii		1,1767 (1,0232)		1	

- Din cauza nesimetriei circuitului rotorice, sarcina medie relativă a unei faze rotorice este totdeauna mai mare decât cea a fazelor statorice. Prin aceasta se justifică în parte de ce de fiecare dată s-au ars bobinele unei faze rotorice, cu toate că în serviciul nominal rezerva de încălzire a înfăşurării rotorice este mai mare decât cea a înfăşurării statorice. De aceea nesimetria reostatului de alunecare constituie o situaţie necorespunzătoare pentru încălzirea motorului.

- Inegalităţile : $I_{xc}/I_{xln} > I_{xfIc}/I_{x6n}$, $I_{xc}/I_{xRln} > I_{xfIc}/I_{xR6n}$, $I_{xc}/I_{xln} > I_{xfIc}/I_{x6n}$ şi $I_{xc}/I_{xRln} > I_{xfIc}/I_{xR6n}$ - corespunzătoare la o sarcină sub cea admisibilă ($I_{xfIc} < I_{x6n}$, I_{xR6n} , I'_{x6n} sau I'_{xR6n}), precum şi inegalităţile : $I_{xc}/I_{xln} < I_{xfIc}/I_{x6a}$, $I_{xc}/I_{xRln} < I_{xfIc}/I_{xR6a}$ şi $I_{xc}/I_{xRln} < I_{xfIc}/I_{x6a}$ - corespunzătoare la o sarcină peste cea admisibilă ($I_{xfIc} > I_{x6a}$, I_{xR6a} , I'_{x6a} sau I'_{xR6a}), se explică pe baza unor relaţii de forma :

$$\frac{I_{xc}}{I_{xiIj}} = \sqrt{\frac{I_{xfIc}^2 t_{im} + I_{xoc}^2 t_{om}}{I_{xi6j}^2 t_{im} + I_{xoc}^2 t_{om}}} = \frac{I_{xfIc}}{I_{xi6j}} \zeta_{i6j} \quad (4.105)$$

unde :

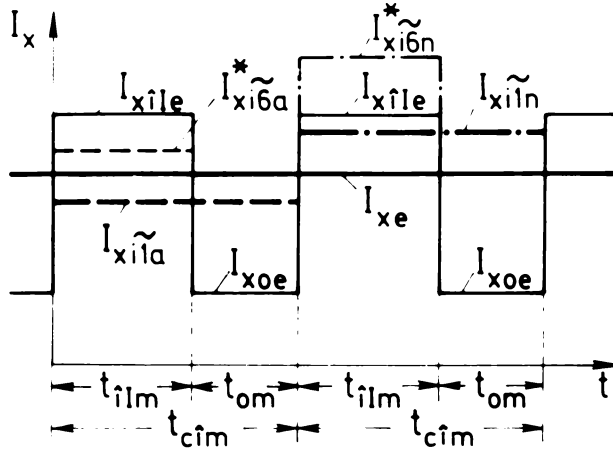
$$\zeta_{i6j} = \sqrt{\frac{DA_{im} + (I_{xoc}/I_{xfIc})^2 (1-DA_{im})}{DA_{im} + (I_{xoc}/I_{xi6j}^*)^2 (1-DA_{im})}} \quad (4.106)$$

şi unde, după caz, $i = -$ sau R , iar $j = n$ sau a . Rel.(4.105) + (4.106) sînt scrise prin aplicarea formulei curentului echivalent, rel.(4.41), pentru cîte un ciclu de încărcare mediu al diagramelor de sarcină reale şi "admisibile", considerate ca avînd aceeaşi durată a ciclului de încărcare, $t_{oim} = t_{im} + t_{om}$, şi aceeaşi valoare a curentului de mers în gol, I_{xoc} (v.fig.4.14). La scrierea rel.(4.105) + (4.106) s-a ţinut seamă de faptul că valorile curenţilor admisibili I_{xiIj} şi I_{xi6j} din tab.4.9 nu satisfac în mod riguros formula curentului echivalent. Explicaţia este aceea, că metoda curentului echivalent ţine seamă, într-o oarecare măsură [44], numai de încălzirea medie pe ciclu a MEA, pe cînd prin formulele de calcul al sarcinii admisibile în cazul serviciilor reale din categoria al), (v.pct.4.3.1), se ia în considerare valoarea maximă a supratemperaturii din timpul unui ciclu de funcţionare sau de încărcare. Din această cauză valorile curenţilor I_{xi6j} şi I'_{xi6j} din tab.4.9 sînt mai mici decât cele admise la scrierea rel.(4.105) + (4.106), adică $I_{xi6j} < I_{xi6j}^*$ şi

Fig.4.14.

Explicativă la deducerea și interpretarea rel.(4.105)+(4.106) :

- real ;
- .-.-.- "admisibil" normal ;
- "admisibil" la avarie .



$I'_{xi1j} < I_{xi1j}$. Ca urmare :

$$\begin{cases} I_{xe}/I_{xi1j} < \zeta_{i1j} I_{xi1e}/I_{xi1j} ; \\ I_{xe}/I'_{xi1j} < \zeta'_{i1j} I_{xi1e}/I'_{xi1j} , \end{cases} \quad (4.107)$$

cu prim (') fiind notate valorile corespunzătoare la epuizarea rezervei de încălzire.

Inegalitățile (4.107) evidențiază influența felului de încadrare a serviciilor reale în servicii tip asupra rezultatului calculelor de verificare la încălzire a puterii MEA.

Pentru studiul cantitativ al acestei influențe se elimină curentul necunoscut I_{xi1j}^* din rel.(4.106), ținând seamă de faptul că curenții I_{xi1j} și I_{xi1j}^* satisfac formula curenților echivalent în mod riguros, sub forma :

$$I_{xi1j}^2 = I_{xi1j}^{*2} DA_{im} + I_{xoe}^2 (1-DA_{im}) \quad (4.108)$$

Prin explicitarea curenților I_{xi1j}^* din rel.(4.108) și înlocuirea în rel.(4.106) se poate deduce pentru ζ_{i1j} expresia :

$$\zeta_{i1j} = \sqrt{\left[1 + \left(\frac{I_{xoe}}{I_{xi1e}} \right)^2 \frac{1-DA_{im}}{DA_{im}} \right] \left[1 - \left(\frac{I_{xoe}}{I_{xi1j}} \right)^2 (1-DA_{im}) \right]} \quad (4.109)$$

în care toate mărimile sînt cunoscute.

În cazul exemplului tratat în lucrare, pe baza datelor din fig.4.12 și tab.4.9, se obține situația comparativă cantitativă din tab.4.10.

Valorile factorului ζ_{i1j} arată că pentru verificarea gradului de solicitare termică a MEA prin exprimarea condiției de verificare sub forma raportului dintre sarcina reală și cea admisibilă,

Tabelul 4.10. Influența felului de încadrare a serviciului real în serviciu tip asupra rezultatului calculelor de verificare la încălzire a puterii motorului din exemplul de calcul.^{*)}

j	ζ_{i6j} , cf. rel. (4.109)				$(\zeta_{i6j} \frac{I_{x1Ic}}{I_{xi6j}} - \frac{I_{x0}}{I_{xi1j}}) 10^3$			
	x = 1		x = 2		x = 1		x = 2	
	i = -	i = R	i = -	i = R	i = -	i = R	i = -	i = R
n	1,0108 (1,0287)	1,0108 (1,0261)	1,0003 (1,0014)	1,0003 (1,0012)	0,14 (0,18)	0,16 (0,18)	0,23 (0,17)	0,23 (0,16)
a	0,9675 (0,9987)	0,9695 (0,9960)	0,9980 (0,9997)	0,9981 (0,9995)	7,02 (5,23)	6,65 (5,14)	8,61 (6,74)	8,13 (6,63)

*) - Valorile corespund la condițiile existente în etapa II.
- Valorile din paranteze corespund cazului epuizării rezervei de încălzire din regimul nominal.

În cazuri similare^{cu} celui studiat în lucrare este avantajoasă încadrarea serviciului de exploatare real în categoria a2), la sarcini mai mici decât cea admisibilă și în categoria a1), la sarcini mai mari decât cea admisibilă.

Din tab.4.10 mai rezultă că în cazul studiat diferența între solicitarea termică maximă și medie pe ciclu este neglijabilă; ea se manifestă în condiția de verificare la încălzire a motorului numai la zecimala a patra, respectiv a treia, fiind cu atât mai mare cu cât condițiile de ventilație sînt mai slabe. Această influență mică se explică prin aceea, că durata unui ciclu de încărcare este foarte mică (sub 1 min.). Astfel se demonstrează că valorile mărimilor σ_{xy}^* , σ_{xy}^* , σ_{xRY}^* și σ_{xRY}^* ($\gamma = 1n, 1a, 6n$ și $6a$), calculate cu ajutorul formulelor simplificate (\sim), pot fi admise valabile.

- Comparînd valorile admisibile ale curenților statorici și rotorici calculate cu admiterea tuturor ipotezelor TC, (I_{xy}^* , I_{xRY}^*), cu cele calculate cu luarea în considerare a fenomenului R (τ_R), (I_{xRY}^* , I_{xRY}^*), se obține situația din tab.4.11. Se constată că

Tabelul 4.11.^{*)}

y	$\frac{I_{xy}^* - I_{xRY}^*}{I_{xRY}^*} 100$ [%]		$\frac{I_{xy}^* - I_{xRY}^*}{I_{xRY}^*} 100$ [%]	
	x = 1	x = 2	x = 1	x = 2
	1n	-0,011	-0,011	1,817
1a	-0,737	-0,739	1,289	1,296
6n	-0,009	-0,013	2,075	1,830
6a	-0,971	-0,775	1,544	1,281

*) Valorile corespund la condițiile existente în etapa II.

diferența între valorile curenților $I_{x\tilde{y}}$ și $I_{xR\tilde{y}}$, respectiv $I'_{x\tilde{y}}$ și $I'_{xR\tilde{y}}$ ($\gamma = 1n, 1a, 6n$ și $6a$) nu este mare.

Mai rezultă că în cazul exemplului tratat în lucrare este avantajos ca la verificarea motorului în condițiile epuizării rezervei de încălzire să se considere în calcule și fenomenul $R(\tilde{T}_R)$, adică să se compare curentul real (I_{x0} sau I_{x1e}) cu $I'_{xR\tilde{y}}$.

- Prin calculul suprasarcinii relative termice nominale cu ajutorul formulelor simplificate (4.22a), respectiv (4.26a)+(4.27a), se obține un rezultat acoperitor. Într-adevăr, dacă se admite $T_{RN} = 45$ min., $T_N = T_{RN}(1-Y) = 38,4$ min. și $t_{oTN} = 10$ min. și se calculează suprasarcina relativă termică nominală cu ajutorul formulelor (4.22)+(4.23) și (4.26)+(4.27), atunci se obține $\sigma_{tRN3} = 1,1628 < \sigma_{tRN3} = 1,1764$, $Y = 0,1443$, $Z = 0,3264$ și $Q_N = 0,5293$, respectiv $\sigma_{tN3} = 1,138 < \sigma_{tN3} = 1,1506$, care conduc la valori admisibile ale curenților statoreici și rotorici mai mari decât cele calculate cu σ_{tRN3} și σ_{tN3} , așa cum rezultă din tab.4.12. În acest tabel curenții $I_{x\tilde{y}}$, $I'_{x\tilde{y}}$ și $I_{xR\tilde{y}}$, $I'_{xR\tilde{y}}$ corespund la σ_{tN3} , respectiv σ_{tRN3} , cf. tab.4.9, iar curenții I_{xy} , I'_{xy} și I_{xRy} , I'_{xRy} corespund la σ_{tN3} , respectiv σ_{tRN3} .

Tabelul 4.12. Influența erorii de liniarizare a funcțiilor exponențiale din expresiile suprasarcinii relative termice nominale asupra sarcinii admisibile a motorului din exemplul de calcul.^{*)}

γ	$\frac{I_{x\tilde{y}} - I_{xiy}}{I_{xiy}} \cdot 100$ [%]				$\frac{I'_{x\tilde{y}} - I'_{xiy}}{I'_{xiy}} \cdot 100$ [%]			
	x = 1		x = 2		x = 1		x = 2	
	i = -	i = R	i = -	i = R	i = -	i = R	i = -	i = R
1n	-0,849	-0,741	-0,851	-0,744	-0,790	-0,694	-0,789	-0,696
1a	-0,990	-0,853	-0,993	-0,851	-0,888	-0,776	-0,883	-0,779
6n	-0,996	-0,865	-0,859	-0,748	-0,893	-0,795	-0,794	-0,700
6a	-1,271	-1,095	-1,010	-0,873	-1,071	-0,942	-0,903	-0,789

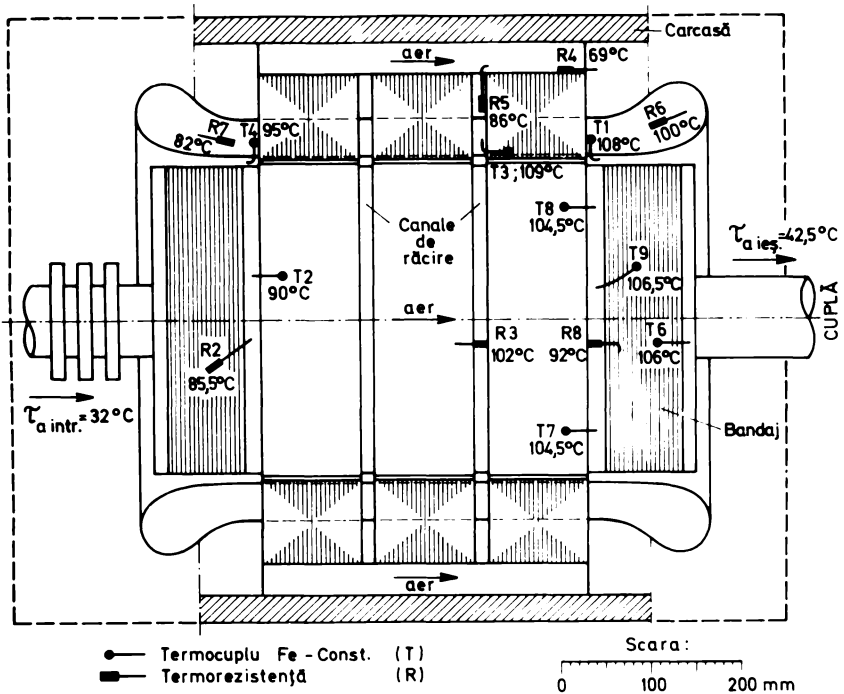
^{*)} Valorile corespund la condițiile existente în etapa II.

Se constată că influența erorii de liniarizare asupra sarcinii admisibile a motorului este în general sub -1%, ceea ce este în limitele practic admisibile, mai ales că rezultatele calculelor efectuate cu formulele simplificate sînt acoperitoare.

4.5.5. Determinarea solicitării termice a motorului prin măsurători de temperatură.

4.5.5-1. Solicitarea termică locală.

În scopul măsurării temperaturii, în interiorul motorului au fost montate 8 termocupluri (notate cu T) și 7 termistoare (notate cu R) în punctele accesibile cele mai interesante (v.fig.4.15).



PRECIZĂRI PRIVIND LOCUL DE AMPLASARE A SONDELOR

Sonda	Locul de amplasare
T1	Stator.Frontal pe dinte, în partea cuplei (de ieșire a aerului).
T2	Rotor. În ancoșă, lângă dinte și până, 25mm de la capăt, în partea inelelor.
T3	Stator. În ancoșă, lângă dinte și până, 25mm de la canal, în pachetul —cuplă.
T4	Stator. Frontal pe dinte, în partea inelelor (de intrare a aerului).
T6	Rotor. Între capetele de bobină, în stratul superior, sub bandaj, dinspre cuplă.
T7	Rotor. În ancoșă, lângă dinte și până, 25mm de la capăt, în partea cuplei.
T8	Idem ca T7.
T9	Idem ca T6, dar dinspre pachetul de tole, în partea cuplei.
R2	Idem ca T9, dar în partea inelelor.
R3	Rotor. În canal, lateral pe bobină, stratul inferior.
R4	Stator. Exterior pe pachetul de tole, în canalul axial, în partea cuplei.
R5	Stator. Pe pachetul de tole, în canalul radial, 35mm dinspre exterior.
R6	Stator. Între capetele de bobină, între straturi, în mijloc, în partea cuplei.
R7	Idem ca R6, dar în partea inelelor și mai aproape de pachet.
R8	Rotor. Lateral pe bobină, stratul inferior, la ieșirea din pachet, în partea cuplei.

Fig.4.15. Schema de amplasare a sondelor și situația temperaturilor ovasistaționare în interiorul motorului.

Măsurătorile, începute cu motorul în starea practic rece ($\tau_r = \tau_{amb.r} = \tau_{a\ intr.r} = +30^\circ\text{C}$), s-au efectuat în etapa II în următoarele condiții, valabile pentru regimul termic ovasistaționar : $\tau_{amb.} = +40^\circ\text{C}$, $\tau_{a\ intr.} = +32^\circ\text{C}$ și $\tau_{a\ ieș.} = +42,5^\circ\text{C}$.

Curbele de variație în timp a temperaturii în punctele sondate din interiorul statorului (τ_{T1} , τ_{T3} , τ_{T4} , τ_{R4} , τ_{R5} , τ_{R6} și τ_{R7}), a temperaturii aerului de răcire la ieșirea din motor ($\tau_{a\ ieș.}$) și a temperaturii mediului ambiant (τ_{amb}) sînt reprezentate în fig.4.16.

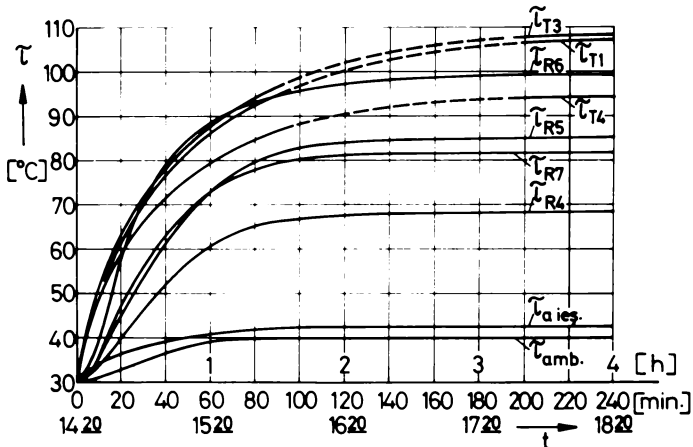


Fig.4.16. Variația în timp a temperaturii în punctele sondate din interiorul statorului, a aerului de răcire la ieșire din motor și a mediului ambiant, pornind cu motorul în starea practic rece.

Valorile maxime ale temperaturii în punctele sondate din interiorul rotorului au fost determinate prin extrapolarea grafică a curbelor de răcire înregistrate după deconectarea motorului ajuns în regimul termic ovasistaționar.

Pentru a ușura verificarea solicitării termice locale se reprezintă grafic curbele de variație a temperaturii de-a lungul bobinelor statorului, $\tau_1(l)$, și rotorului, $\tau_2(l)$, (v.fig.4.17). Pentru rotor există suficiente puncte experimentale (x), pe cînd în cazul statorului este necesar ca datele experimentale (o) să fie completate cu date analitice, determinîndu-se o expresie matematică pentru legea de variație a temperaturii după axa motorului [12]. În acest scop se admit următoarele ipoteze :

- legea de variație a temperaturii de-a lungul bobinelor statorului este parabolică [46,63,108,156];

- temperaturile măsurate cu sondele T3, R6 și R7 (v.fig.4.15), aplicate direct pe bobine, se găsesc pe curba căutată ;

- temperatura aerului de răcire crește liniar de-a lungul motorului ;

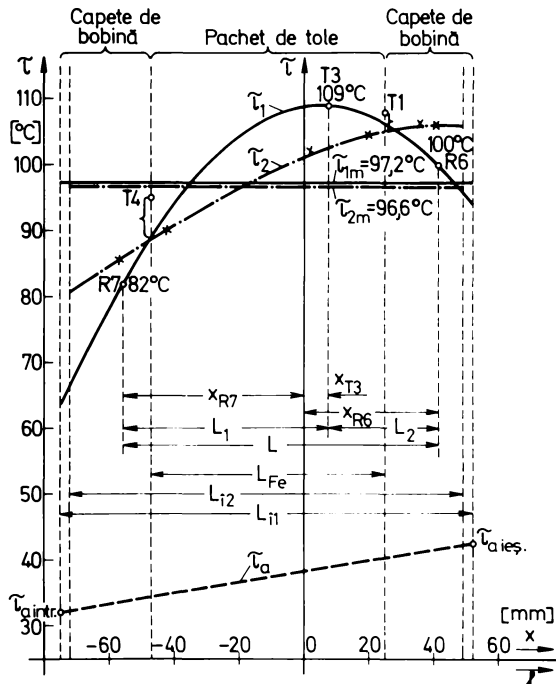
- temperatura bobinelor crește suplimentar de-a lungul motorului cu cantitatea cu care crește temperatura aerului de răcire, coeficientul unghiular b al acestei variații suplimentare, de forma b x, rezultând din măsurători sub forma :

$$b = \frac{\tau_{a \text{ ies.}} - \tau_{a \text{ intr.}}}{L_{\text{fl}}} = 0,08268 \text{ } ^\circ\text{C/mm} \quad (4.110)$$

unde $L_{\text{fl}} = 127 \text{ mm}$ este lungimea bobinelor statorice la scara axei absciselor.

Fig.4.17

Variația temperaturii de-a lungul bobinelor statorului și rotorului. Scara pentru l , respectiv x este aceeași ca în fig. 4.15.



Cu aceste ipoteze se poate exprima legea de variație căutată sub forma :

$$\tau_1 = \tau_{1(0)} + b x + c x^2, \quad (4.111)$$

în care apar ca necunoscute : $\tau_{1(0)}$, c și poziția originii sistemului de axe de coordonate (x, τ) față de stator. Pentru rezolvarea problemei se folosesc datele experimentale din fig.4.15. Acestea le corespund coordonatele : $(x_{R3}, \tau_{1T3} = 109 \text{ } ^\circ\text{C})$, $(x_{R6}, \tau_{1R6} = 100 \text{ } ^\circ\text{C})$ și $(-x_{R7}, \tau_{1R7} = 82 \text{ } ^\circ\text{C})$, pentru care se poate scrie următorul sistem de 5 ecuații :

$$\left\{ \begin{array}{l} \tau_{1T3} = \tau_{1(0)} + bx_{T3} + cx_{T3}^2 \quad ; \\ \tau_{1R6} = \tau_{1(0)} + bx_{R6} + cx_{R6}^2 \quad ; \\ \tau_{1R7} = \tau_{1(0)} - bx_{R7} + cx_{R7}^2 \quad ; \\ x_{R6} + x_{R7} = L = 97 \text{ mm} \quad ; \\ x_{R6} - x_{T3} = L_2 = 34 \text{ mm} \quad , \end{array} \right. \quad (4.112)$$

din care se obține : $x_{R6} = 41,3 \text{ mm}$, $x_{R7} = 55,7 \text{ mm}$, $x_{T3} = 7,3 \text{ mm}$, $c = -0,007146 \text{ }^\circ\text{C/mm}$ și $\tau_{1(0)} = 108,78 \text{ }^\circ\text{C}$. Astfel, ecuația care descrie variația temperaturii de-a lungul bobinelor statorului este :

$$\tau_1 = 108,78 + 0,08268 x - 0,007146 x^2 \quad (4.113)$$

Din condiția $d\tau_1/dx = 0$ se obține $\tau_{1 \text{ max}} = 109,02 \text{ }^\circ\text{C}$ la $x' = 5,79 \text{ mm}$.

4.5.5.2. Solicitarea termică medie.

Prin planimetrarea suprafețelor de sub curbele $\tau_1(l)$ și $\tau_2(l)$ rezultă valorile medii ale temperaturii statorice $\tau_{1m} = 97,2 \text{ }^\circ\text{C}$ și rotorice $\tau_{2m} = 96,6 \text{ }^\circ\text{C}$. Ca urmare, valoarea supra-temperaturii medii, față de supratemperatura aerului de răcire la intrare, este : $\vartheta_{1m} = \tau_{1m} - \tau_{a \text{ intr.}} = 65,2 \text{ grad.}$ pentru înfășurarea statorică și $\vartheta_{2m} = \tau_{2m} - \tau_{a \text{ intr.}} = 64,6 \text{ grad.}$ pentru înfășurarea rotorică.

4.5.5.3. Interpretarea rezultatelor.

- În condițiile în care s-au efectuat măsurătorile, temperatura din interiorul motorului nu depășește valoarea maximă admisă pentru clasa sa de izolație. Temperatura maximă măsurată apare în stator și este $\tau_{1 \text{ max.}} = 109 \text{ }^\circ\text{C} < \tau_{ad} = 120 \text{ }^\circ\text{C}$. La exploatarea motorului în regimul real normal nu există un pericol iminent ca el să se ardă din nou.

- La funcționarea motorului în serviciul real de exploatare pe excavator, adică într-un serviciu tip S6, fierul dinților statorici se încălzește mai mult decât înfășurarea din ancoșe (cu 2... 6 $^\circ\text{C}$, - v. termocuplurile T1 și T4) și de aceea schimbul de căldură dintre cele două părți componente principale ale statorului are sensul : fier dinți \rightarrow cupru înfășurări, evacuarea căldurii făcându-se prin capetele de bobină puternic ventilate. Această situație se justifică prin aceea, că și în perioadele de mers în gol ale ciclurilor de încărcare, care reprezintă în medie 39% din durata de funcționare a motorului, pierderile în fierul statoric acționează cu întreaga lor valoare, determinând o încălzire suplimentară, în special în porțiunea dinților. Deoarece motorul este destinat funcționării într-un serviciu tip S3, cu $DA_f = 0,60$, aceste

pierderi "suplimentare" nu au fost luate în considerare la dimensionarea circuitului magnetic al statorului. Aceeași cauză determină în mare parte forma diferită a curbelor $\tau_1(l)$ și $\tau_2(l)$ în porțiunea pachetului de tole de lungimea L_{Fe} .

De fenomenul evidențiat mai sus pe cale experimentală s-a ținut seama în calculele efectuate la pct.4.5.4.

- Existența bandajului de consolidare, care acoperă aproape întreaga suprafață a capetelor de bobină în ambele părți ale rotorului (v.fig.4.15); înrăutățește evacuarea căldurii din înfășurarea rotorică. Acest fapt explică valoarea mai mare a temperaturii capetelor de bobină rotorice, față de cea a capetelor de bobină statorice. Solicitarea termică cea mai pronunțată a înfășurării rotorice apare în porțiunea capetelor de bobină din partea cuplei (de ieșire a aerului de răcire) și de aceea, în cazul unei exploatare de avarie, înfășurarea rotorică se va arde mai întâi în această porțiune, ceea ce s-a și întâmplat [43].

- La funcționarea motorului în serviciul real valorile supratemperaturilor medii ale înfășurărilor statorice și rotorice diferă mai puțin decât în serviciul nominal tip S3. Într-adevăr $\vartheta_{2m}/\vartheta_{1m} = 0,9908 > \vartheta_{2N3}/\vartheta_{1N3} = 0,8696$. Cauza trebuie căutată în nesimetria curenților rotorici (care este totdeauna dezavantajoasă din punctul de vedere termic) și în faptul că în serviciul real motorul funcționează cu alunecare mărită (v.tab.4.6 și pct. 4.5.6), ceea ce are drept consecințe apariția influenței pierderilor în fierul rotoric și înrăutățirea condițiilor de evacuare a căldurii de pe suprafața rotorului, față de cazul funcționării la turația nominală. De primul fenomen s-a ținut seama, iar de ultimele două fenomene nu s-a ținut seama în calculele efectuate la pct.4.5.4; din lipsă de date s-a admis $k = \text{const.}$ și $\beta_{2n} = \beta_{1n} = \beta_n$.

4.5.6. Concluzii

- În practica industrială MEA sînt utilizate adeseori în alt servici și în alte condiții de răcire decât cele nominale. Pentru un caz concret din producție în lucrare se prezintă oțeva probleme și se exemplifică o metodică de calcul pentru stabilirea solicitărilor termice și a sarcinii admisibile a MEA utilizate în alt servici, la altă turație medie și cu un alt sistem de ventilație decât cele pentru care au fost construite.

- La verificarea după criteriul încălzirii a puterii MEA în cazuri similare cu cel tratat în lucrare se impune încadrarea serviciului real într-un servici tip apropiat și calculul sarcinii echivalente pentru acel servici. Această sarcină echivalentă nu

poate fi comparată cu sarcina nominală, înscrisă pe plăcuța indicatoare sau în fișa tehnică a MEA, ci trebuie să fie comparată cu sarcina admisibilă calculată pentru același serviciu tip în care s-a încadrat serviciul real și pentru condițiile de răcire cele mai defavorabile în care va funcționa MEA în exploatare. În cazurile în care sarcina echivalentă depășește cu puțin sarcina normal admisibilă și când se verifică pericolul arderii unei MEA se poate ține seamă de rezerva de încălzire existentă în serviciul nominal, în felul arătat în lucrare.

Rezultă deci necesitatea completării cercetării experimentale cu o cercetare teoretică.

- Prin exemplul concret tratat în lucrare se confirmă experimental faptul [11] că la utilizarea într-un serviciu tip S6 a unei MEA construite pentru un serviciu tip S3 trebuie să se recalculeze sarcina admisibilă, chiar dacă $DA_{\text{fm}} = DA_{\text{fn}}$.

- La utilizarea într-un serviciu tip S1 sau S6 a MEA construite pentru un serviciu tip S3, circuitul magnetic al acestora este supus la o solicitare termică pronunțată, în special în porțiunea dinților. Din această cauză MEA cu serviciul nominal tip S3 pentru care este prevăzută și o funcționare într-un serviciu tip S1 sau S6 (evident ^{cu} sarcină redusă) trebuie să aibă circuitul magnetic mai larg dimensionat. Se confirmă experimental faptul [11] că MEA cu serviciul nominal tip S3 cu un circuit magnetic slab dimensionat nu sînt indicate pentru utilizarea într-un serviciu tip S1 sau S6.

- Cercetările experimentale și teoretice efectuate pentru stabilirea solicitării termice a motorului analizat evidențiază faptul că sistemul de ventilație și caracteristicile serviciului de exploatare influențează în mare măsură cîmpul de repartiție a temperaturilor și, prin aceasta, valoarea și sensul fluxurilor de căldură din interiorul MEA.

În cazul exemplului tratat în lucrare, prin trecerea de la serviciul nominal la cel real condițiile de încălzire și de răcire ale rotorului și statorului se modifică în mod diferit, rezultatul fiind apropierea solicitării termice medii a înfășurării rotorice de cea a înfășurării statorice.

- Dacă pe baza indicațiilor din literatură [46,63,108,156] se admite valabilă ipoteza, că legea de variație a temperaturii înfășurărilor de-a lungul axei MEA este parabolică, atunci prin măsurarea temperaturii în cîteva puncte accesibile din interior se poate scrie un sistem de ecuații care permite determinarea legii de variație $T(x)$, așa cum se arată la pct.4.5.5.1.

- Bandajolo de consolidare a capetelo de bobină rotorice înrăutățesc considerabil evacuarea căldurii din înfășurarea rotorică (v.fig.4.17 și pct.4.5.5.3.). De acest fapt trebuie să se țină seamă la adoptarea soluției constructive de consolidare a capetelor de bobină rotorice, în special în cazul MEA destinate să funcționeze într-un serviciu cu viteză variabilă în limite largi, respectiv cu viteză medie micșorată. În astfel de condiții de exploatare, din cauza pierderilor mărite în fierul rotoric, capetelo de bobină devin principala cale de evacuare a căldurii din înfășurarea rotorică.

→ Concluziile cercetărilor efectuate pe două căi cu privire la solicitarea termică medie a motorului în cazul exemplului tratat în lucrare, și anume prin calcul (pct.4.5.4) și prin măsurători de temperatură (pct.4.5.5.), coincid (v.pct.4.5.4.5 și 4.5.5.3). Aceasta arată că rezultatele calculelor efectuate cu ajutorul formulelor elaborate în capitolul de față pot fi admise valabile și confirmă încă odată justetea constatării rezultate din experiența de proiectare a AE, că precizia metodelor de calcul a AE bazate pe ipotezele TC este suficientă pentru condițiile în care se pot determina în practică datele inițiale necesare.

- Pe baza rezultatelor cercetărilor experimentale și teoretice efectuate, pentru evitarea arderii în viitor a motorului din instalația de acționare studiată s-au prezentat întreprinderii beneficiare (Trustul de construcții Timișoara, Întreprinderea 7 producției industriale) recomandări privind : - completarea instalației de alimentare și comandă a motorului cu elemente de protecție și de blocare, prin care să se împiedice alimentarea motorului la nefuncționarea ventilației străine; - înlocuirea reostatului de alunecare nesimetric cu un reostat simetric echivalent; - limitarea numărului de cicluri de excavare pe oră sub anumite valori stabilite pentru diferite condiții de excavare [43].

4.6. Recomandări privind completarea listei datelor de catalog ale mașinilor electrice de acționare.

Ca urmare a cerințelor impuse de dezvoltarea și diversificarea AE în industrie, prin cercetările efectuate de-a lungul anilor s-au elaborat o serie de metode de calcul utile, atât pentru alegerea puterii necesare MEA dintr-o AE în fază de proiectare, cât și pentru verificarea puterii sau calculul sarcinii admisibile a MEA utilizate în diferite condiții. Datorită necunoașterii unor date

inițiale necesare aceste metode nu pot fi valorificate în practica de proiectare și de exploatare a AE și astfel există pericolul pierderii rezultatelor multor cercetări.

Având în vedere această situație, în repetate rânduri s-au făcut în literatura de specialitate [8,9,11,14,19,101,145] recomandări de a completa lista datelor de catalog ale MEA cu noi mărimi. Informațiile tehnice din cataloagele întreprinderilor constructoare de MEA trebuie să permită beneficiarilor să-și asume întreaga răspundere pentru proiectarea corectă și exploatarea rațională și cu siguranța impusă a AE. Ideea exprimată prin mottoul la prezenta lucrare vine în sprijinul acestei cerințe. De aceea se recomandă întreprinderilor constructoare de MEA să-și însușească necesitatea de a garanta pentru valorile unui număr mai mare de mărimi decât se face în prezent.

Pe baza cercetărilor efectuate cu ocazia elaborării lucrării de față și în concordanță cu recomandările făcute de autor cu alte ocazii [8,9,11,14,19], pentru a asigura stabilirea datelor inițiale de calcul necesare la dimensionarea după criteriul încălzirii a puterii MEA utilizate în diferite condiții, se recomandă completarea listei datelor de catalog ale MEA cu următoarele mărimi : κ , β_p , $T_{RN}(T_N)$, D_{aN} , a_N , ϑ_N (ϑ_{1N} , ϑ_{2N}) și γ_N , definite în cadrul lucrării și prezentate în ordinea importanței cunoașterii lor. Toate aceste mărimi caracterizează regimul termic nominal al MEA.

4.7. Aprecierca contribuțiilor originale.

Intregul conținut al cap.4 aparține autorului și se referă în principiu la elaborarea unei metode generale de calcul pentru determinarea sub o formă unitară a sarcinii admisibile din punctul de vedere al încălzirii a MEA utilizate în alte condiții decât cele nominale și la exemplificarea aplicării metodei de calcul propuse și verificarea pe cale experimentală a rezultatelor obținute pentru un caz concret, rezolvat la cererea producției. În detaliu, contribuțiile originale aduse de autor pot fi rezumate în felul arătat în continuare.

- Propunerea și definirea noțiunii de "suprasarcină relativă termică nominală a MEA" sub forma exprimată prin relația generală $\sigma_{tRN} = \vartheta_{R\infty N} / \vartheta_N$ sau $\sigma_{tN} = \vartheta_{\infty N} / \vartheta_N$.

- Stabilirea unei formule generale pentru calculul sub o formă unitară, pe baza criteriului încălzirii, a sarcinii relative admisibile a MEA utilizate în alte servicii și în alte condiții de

ventilație decît cele nominale.

Formula stabilită este valabilă pentru oricare variantă de combinație între tipul serviciului nominal și tipul serviciului real, fapt asigurat prin introducerea raportului dintre supra-sarcină relativă termică admisibilă în condițiile serviciului real și suprasarcina relativă termică nominală. S-a stabilit cîte o astfel de formulă pentru calculul sarcinii relative admisibile corespunzătoare la solicitarea termică medie nominală (\mathcal{J}_N) și corespunzătoare la solicitarea termică medie limită admisibilă (\mathcal{J}_{ad}), atît în cazul admiterii tuturor ipotezelor TC, cît și în cazul luării în considerare a fenomenului $R(\tau_R)$, (v.pct.4.2 și 4.4.3).

- Impărțirea serviciilor de exploatare reale ale MEA în două categorii, notate convențional cu a1) și a2), în funcție de caracterul de variație a sarcinii, pentru a asigura stabilirea condiției de verificare la aplicarea metodei de calcul propuse. Din categoria a1) fac parte serviciile caracterizate printr-o sarcină constantă sau variabilă periodic după o anumită lege, putînd fi încadrate în unul din serviciile tip S1, S2, S1/2, S3 sau S6, iar în categoria a2) se încadrează serviciile caracterizate printr-o sarcină variabilă aleatoriu, cînd se aplică una din variantele metodei mărimilor echivalente.

- Stabilirea formulelor pentru calculul suprasarcinii relative termice admisibile a MEA utilizate în servicii reale de tip S1, S2, S1/2, S3 sau S6, precum și în servicii reale din categoria a2), și a suprasarcinii relative termice nominale a MEA cu serviciul nominal tip S1, S2, S3 sau S6. S-au stabilit astfel de formule atît pentru cazul admiterii tuturor ipotezelor TC, cît și pentru cazul luării în considerare a fenomenului $R(\tau_R)$, condiția impusă fiind limitarea solicitării termice medii a MEA fie la cea nominală (\mathcal{J}_N), fie la cea maxim admisibilă în funcție de clasa de izolație (\mathcal{J}_{ad}), (v.pct.4.3 și 4.4.4 și tab.4.1 și 4.2).

- Stabilirea unor formule simplificate ale suprasarcinii relative termice admisibile a MEA, prin liniarizarea funcțiilor exponențiale din formulele cele mai exacte. Formulele simplificate se caracterizează prin aceea, că pot fi aplicate și fără cunoașterea valorii mărimilor σ_{RY} și τ_{RN} sau T_N . Lucrarea conține și o analiză calitativă și cantitativă a influenței erorii de liniarizare asupra rezultatului calculelor efectuate cu formulele simplificate (v.pct.4.3.2 și 4.5.4.5, tab.4.12).

- Intocmirea unor organigrame de principiu pentru calculul

iterativ al suprasarcinii relative termice admisibile σ_{tRY} sau σ'_{tRY} și al sarcinii relative admisibile σ_{RY} sau σ'_{RY} (fig.4.2), precum și al suprasarcinilor relative termice nominale σ_{tRN3} (fig.4.3) și σ_{tRN6} (fig.4.4).

- Introducerea factorului de corecție $X_R = f(\sigma_R)$, cf.rel. (4.5), în locul factorului de corecție X , cf.rel.(3.84), în cazul luării în considerare a fenomenului $R(\tau_R)$.

- Introducerea noțiunii de "durată relativă de funcționare termică" prin mărimea DA_{ftR} cf.rel.(4.21), respectiv DA_{ft} cf.rel.(4.25).

- Introducerea noțiunii de "durată relativă de funcționare corectată din punct de vedere termic" prin mărimea DA_{fR}^* cf.rel.(4.21a), respectiv DA_{f1}^* cf.rel.(4.25a).

- Introducerea noțiunii de "durată relativă de încărcare termică" prin mărimea DA_{1tR} cf.rel.(4.29), respectiv DA_{1t} cf.rel.(4.33).

- Introducerea noțiunii de "durată relativă de încărcare corectată din punct de vedere termic" prin mărimea DA_{1R}^* cf.rel.(4.29a), respectiv DA_{11}^* cf.rel.(4.33a).

- Introducerea noțiunii de "durată a ciclului corectată în funcție de condițiile de răcire reale" prin mărimea t_{cR}^* cf.rel.(4.39), respectiv t_{cR}^* cf.rel.(4.49).

- Introducerea noțiunii de "capacitate medie de transmitere a căldurii de-a lungul ciclului de calcul" prin mărimea Λ_m cf.rel.(4.46), respectiv Λ_{Rm} cf.rel.(4.50). Rezultă un "coeficient mediu de corecție în funcție de condițiile de ventilație reale de-a lungul ciclului de calcul" sub forma β_m cf.rel.(4.47), X_m cf.rel.(4.37), sau X_{Rm} cf.rel.(4.50).

- Intocmirea unei nomograme pentru determinarea operativă a valorilor duratei relative de funcționare sau de încărcare termice a MEA (v.pct.4.3.3, fig.4.6).

- Precizarea cazurilor în care existența unor date cantitative privind posibilitatea măririi sarcinii MEA peste cea normal admisibilă în condițiile de funcționare reale, fără a depăși solicitarea termică medie admisibilă, ar fi foarte avantajoasă, sesizarea existenței în regimul nominal al majorității MEA a unei rezerve de încălzire apreciabile care merită să fie luată în considerare la rezolvarea multor probleme de AE din practica industrială, propunerea și definirea unui "factor al rezervei de încălzire" sub forma exprimată prin rel.generale (4.52), respectiv

(4.53), elaborarea unei metode de calcul pentru determinarea opera-tivă a suprasarcinii relative admisibile prin epuizarea rezervei de încălzire a MEA, stabilirea factorilor care influențează valoarea acestei suprasarcinii admisibile și exemplificarea aplicării metodei de calcul propuse (v.pct.4.4 și 4.5.4).

- Efectuarea unor cercetări experimentale și teoretice în cadrul unui studiu pentru stabilirea cauzei și măsurilor de evitare în viitor a arderii repetate, într-un timp relativ scurt, a bobinajului rotoric al motorului de acționare a mecanismului de excavare - ridicare al unui excavator (v.pct.4.5).

- Exemplificarea aplicării metodei de calcul elaborate de autor pentru determinarea sarcinii admisibile și verificarea la încălzire a MEA în cazul complex al acționării mecanismului de excavare-ridicare al unui excavator, caracterizat prin aceea că MEA este utilizată în alt serviciu, la altă turație medie și cu un alt sistem de ventilație decât cele nominale pentru care a fost construită (v. pct.4.5.4).

- Evidențierea faptului că la verificarea după criteriul încălzirii a puterii MEA utilizate în alte condiții decât cele nominale apare necesitatea completării cercetării experimentale cu o cercetare teoretică în cadrul operațiilor efectuate pentru stabilirea sarcinii admisibile în condițiile reale.

- Exemplificarea posibilităților de încadrare a serviciilor reale în servicii tip și analiza influenței felului de încadrare a serviciului real în servicii tip asupra rezultatului calculelor de verificare la încălzire a puterii motorului din exemplul de calcul (v.pct.4.5.3.4, 4.5.4.1 și 4.5.4.5 și tab.4.9 și 4.10). În cadrul acestei analize s-a stabilit expresia unui factor (ξ_{16j}) care permite evidențierea sub aspect cantitativ a diferenței între rezultatele aplicării condiției de verificare la încălzire a puterii MEA corespunzătoare încadrării serviciului real într-un serviciu tip S1 din categoria a2) și respectiv într-un serviciu tip S6 din categoria a1).

- Evidențierea și verificarea prin exemplificare a necesității stabilirii condiției de verificare la încălzire a MEA în funcție de tipul serviciului în care s-a încadrat serviciul real (v.pct. 4.5.4.1 și tab.4.9).

- Evidențierea măsurii în care, în cazul exemplului tratat, fenomenul $R(\tau_R)$ influențează rezultatul calculelor de verificare la încălzire a puterii MEA și precizarea condițiilor în care se recomandă luarea în considerare a acestui fenomen (v.pct.4.5.4.5 și tab.4.9 și 4.11).

- Stabilirea unei formule pentru calculul coeficientului de

corecție β_v în cazul MEA cu ventilație axială și precizarea posibilităților de aplicare a acesteia în funcție de felul datelor inițiale cunoscute. Prin formula stabilită se ține seamă de ponderea pierderilor evacuate prin suprafața exterioară, neventilată, a MEA și a celor evacuate prin aerul de ventilație, precum și de influența fenomenului de încălzire a aerului de răcire de-a lungul suprafeței ventilate. Influența debitului aerului de răcire asupra condițiilor de răcire ale MEA este evidențiată prin intermediul vitezei aerului (v.pct.4.5.4.3).

- Stabilirea unor formule pentru calculul valorilor maxime și medii de-a lungul suprafeței ventilate, reale și nominale, ale coeficientului de încălzire a aerului, în funcție de valoarea sa nominală și de valorile reale și nominale ale debitului și vitezei aerului de răcire (v.pct.4.5.4.3).

- Analiza modului în care rezultatele obținute prin aplicarea metodei de calcul elaborate de autor reflectă influența diferitelor fenomene asupra solicitării termice a motorului (v.pct.4.5.4.5).

- Verificarea experimentală a concluziilor rezultate din aplicarea metodei de calcul propuse, determinând solicitarea termică locală și medie prin măsurători directe de temperatură în 15 puncte din interiorul motorului (v.pct.4.5.5).

- Exemplificarea modului în care prin măsurarea temperaturii în câteva puncte accesibile din interiorul motorului se poate deduce o ecuație pentru calculul curbei de variație a temperaturii de-a lungul axei MEA cu ventilație axială (v.pct.4.5.5.1).

- Analiza modului în care prin schimbarea condițiilor de exploatare se modifică cîmpul de repartiție a temperaturilor, solicitarea termică medie a diferitelor părți componente active și sarcina admisibilă a motorului din exemplul tratat, evidențierea fenomenelor care contribuie la aceste modificări și precizarea acelor care au fost luate în considerare la verificarea motorului pe cale de calcul.

- Prezentarea unor recomandări privind alegerea soluțiilor constructive și dimensionarea părților componente active ale MEA în funcție de condițiile în care vor fi utilizate în exploatare.

- Motivarea necesității completării listei datelor de catalog ale MEA cu noi mărimi și prezentarea listei mărimilor a căror valoare se recomandă să fie garantată prin cataloagele întreprinderilor constructoare de MEA pentru a asigura stabilirea datelor inițiale de calcul necesare la dimensionarea după criteriul încălzirii a puterii MEA utilizate în diferite condiții.

B I B L I O G R A F I E

1. ALEXEEV, A.E. Construcția mașinilor electrice (trad. din lb. rusă). București, Edit. energetică de stat, 1954.
2. ANDREEV, V.P., SABININ, JU.A. Osnovy Ėlektroprivoda. Izd. vtoroe, Moskva, Gosenergoizdat, 1963.
3. ANGOT, A. Complimente de matematici pentru inginerii din electrotehnică și din telecomunicații. București, Edit. tehnică, 1966.
4. APETREI, C. Precizări asupra încălzirii și răcirii turbogeneratoarelor de mare putere. În: St. Cerc. Ėnerg. și Electroteh., 11, 1961, nr. 4, p. 717-730.
5. ARNOLD, E., LA COUR, J.L., FRAENCKEL, A. Die asynchronen Wechselstrommaschinen. I. Teil - Die Induktionsmaschinen. Berlin, Springer Verlag, 1923.
6. ARNOLD, E., LA COUR, J.L. Die Gleichstrommaschine. I - Theorie und Untersuchung, 1919, II - Konstruktion, Berechnung und Arbeitsweise, 1927, Berlin, Springer Verlag.
7. BARTZER, ST. Studiu privind aplicarea modelării analogice pentru dimensionarea la încălzire a mașinilor electrice de acționare pe baza diagramelor de sarcină (susținută la catedra de Utilizările energiei electrice, Facultatea de electrotehnică, Timișoara, 4.XI.1968).
8. BARTZER, ST. Asupra randamentului motoarelor electrice utilizate în alte regimuri decât cel nominal. În: Bul. ști. și teh. Inst. politeh. Timiș., 14/28/, 1969, fasc. 1, p. 307-318.
9. BARTZER, ST. Beitrag zur Wahl und Nachrechnung von Elektromotoren, die für Aussetzbetrieb ausgelegt sind und im Kurzzeitbetrieb eingesetzt werden. În: Elektrie, 24, 1970, nr. 1, p. 19-21.
10. BARTZER, ST., SERACIN, E. Considerații asupra aplicării metodei cuplului echivalent. În: Bul. ști. și teh. Inst. politeh. Timiș., Electroteh., 15(29), 1970, fasc. 1, p. 107-114.
11. BARTZER, ST. Observații cu privire la utilizarea în regimul continuu a motoarelor electrice cu regimul nominal intermitent. În: Electrotehnica, 19, 1971, nr. 3, p. 88-92.
12. BARTZER, ST. Considerații privind studiul solicitării termice a motoarelor electrice de acționare. În: Bul. ști. și teh. Inst. politeh. Timiș., Electroteh., 16(30), 1971, fasc. 1, p. 117-126.
13. BARTZER, ST. Suprasarcina admisibilă a motoarelor electrice prin epuizarea rezervei de încălzire din regimul nominal. În: Electrotehnica, 20, 1972, nr. 3, p. 110-115.
14. BARTZER, ST. Contribuții la calculul sarcinii admisibile a unor motoare electrice utilizate în alte condiții decât cele nominale. În: Electrotehnica, 20, 1972, nr. 4, p. 144-149.
15. BARTZER, ST. Cu privire la determinarea randamentelor transmisiei la calculul acționărilor electrice. Sesiune științifică, I.P. Timișoara, 16-18 iunie 1974.
16. BARTZER, ST. Nomogramă pentru determinarea randamentelor transmisiei la calculul acționărilor electrice. Sesiune științifică, I.P. Timișoara, 16-18 iunie 1974.

17. BARTZER, ST. O metodă nouă de calcul pentru raportarea la arborile mașinii de acționare a mărimilor din ecuația mișcării. Sesiune științifică, I.P.Timișoara, 16-18 iunie 1974.
18. BARTZER, ST. O metodă nouă de calcul pentru raportarea la arborile mașinii de acționare a mărimilor din ecuația mișcării, când nu se cunosc accelerațiile $d\Omega/dt$. Sesiune științifică, I.P.Timișoara, 16 noiembrie 1974.
19. BARTZER, ST. Contribuții la alegerea și verificarea mașinilor electrice cu serviciul nominal continuu utilizate în serviciul neîntrerupt cu sarcină intermitentă periodic (în ms).
20. BERBERIANU, A. Probleme de proiectare în elaborarea noii serii unitare de motoare electrice asincrone. În : Electrotehnica, 9, 1961, nr. 7, p. 228-236.
21. BERBERICH, L.J., DAKIN, T.W. Guiding Principles in the Thermal Evaluation of Electrical Insulation Materials. În : AIEE Transactions, Part III, 75, 1956, p. 752-792.
22. BERGER, L. Bemessung elektrischer Motoren für erhöhte Raumtemperaturen. În : Deutsche Elektrotechnik, 11, 1957, nr. 11, p. 508-510.
23. BILL, H.R., HEIL, W., STARK, P. Probleme beim Bau moderner Gleichstrommaschinen für industrielle Anwendungen. În : Brown Boveri Mitt., 55, 1963, nr. 10/11, p. 599-610.
24. BOGAENKO, I.N. Izmereniya prevyšenij temperatur krupnyh električeskih mašin postojannovo toka. În : Elektrotehnika, 36, 1965, nr. 9, p. 44-49.
25. BOIJAEV, I.P. Rasčët teplovyh processov v električeskih mašinah na elektronnoj modeli. În : Elektromehanika, 4, 1961, nr. 8, p. 22-39.
26. BOLJAEV, I.P., IVANOV, A.A. Rasčët teplovyh processov v električeskoj mašine na elektronnoj cifrovoj vyčislitel'noj mašine. În : Elektromehanika, 6, 1963, nr. 9, p. 1040-1049.
27. BORISENKO, A.I., JAKOVLEV, A.I. Metodika teplovogo rasčëta zaščiščennyh dystrohodnyh elektrodvigatelej postojannovo toka. În : Elektromehanika, 7, 1964, nr. 5, p. 554-567.
28. BORISENKO, A.I. ș.a. Issledovanie teplootdači v električeskih mašinah srednei mošenost'. În : Elektrotehnika, 36, 1965, nr. 10, p. 3-7.
29. BOȚAN, V.N., SAAL, C. Acționarea electrică a mecanismelor cu volant. București, Edit. tehnică, 1967.
30. BOȚAN, V.N. Bazele calculului acționărilor electrice. București, Edit. tehnică, 1970.
31. DÜHM, O. Vorausberechnung der Erwärmung elektrischer Maschinen. În : ETZ, 43, 1922, nr. 24, p. 810-815.
32. BRAȘOVAN, M. Curs de acționări electromecanice. Timișoara, Litografia învățământului, 1959.
33. BRAȘOVAN, M. Contribuții cu privire la dimensionarea motorului de acționare și a volantului la instalații care produc încălziri sub formă de șocuri repetate. Dis., I.P.Timișoara, 1961.
34. BRAȘOVAN, M. Considerații asupra metodelor de alegere a motorului și volantului la acționări electrice. În : Bul. ști. și teh. Inst. politeh. Timiș., 6 (20), 1961, fasc. 1, p. 115-124.

35. BRAȘOVAN, M. Considerații asupra acționărilor electrice cu modificator de alunecare. În : Bul.ști.și teh.Inst.politeh.Timiș. 7(21),1962,fasc.1,p.125-132.
36. BRAȘOVAN, M., SERACIN, E., BOGOEVICI, N. Acționări electrice. Probleme și aplicații industriale. Ed.a 2-a rev.și compl.București, Edit.tehnică,1963.
37. BRAȘOVAN, M. ș.a. Studiul experimental al procesului de laminare la bluningul de 1000 mm de la C.S.Hunedoara în vederea măririi capacității de producție. Protocol nr.23459/1964, I.P.Timișoara, Facultatea de electrotehnică, catedra de Utilizările energiei electrice.
38. BRAȘOVAN, M. Beitrag zur Berechnung der Stossantriebe mit Schwungmassen. În : E und M, 82, 1965,nr.9,p.442-446.
39. BRAȘOVAN, M. Acționări electromecanice. București, Edit.didactică și pedagogică,1967.
40. BRAȘOVAN, M. Legătura între cuplul dezvoltat și încălzirea unui motor electric la încărcare variabilă. În : Bul.ști.și tehn.Inst.politeh.Timiș., 12(26), 1967,fasc.1,p.179-184.
41. BRAȘOVAN, M., SERACIN, E. Metode noi de proiectare a acționărilor electrice. București, Edit.Academiei R.S.R.,1968.
42. BRAȘOVAN, M. Leistungsbewertung der Reihenschlussmotoren bei elektrischen Antrieben mit zeitveränderlicher Belastung. În: Rev.roum.Sci.tech.,Electrotech. et Energ.,éd.Acad.R.S.R., Bucarest,15,1970,nr.1,p.99-109.
43. BRAȘOVAN, M., BARTZER, ST., BALACI, I., POPOVICI, D. Studiul instalației electrice de acționare a mecanismului de excavare-ridicare al excavatorului E 25 de la Balastiera din Ghioroc. Protocol nr.2017/1970, I.P.Timișoara, Facultatea de electrotehnică, catedra de Utilizările energiei electrice.
44. BRAȘOVAN, M., BARTZER, ST. Über die Gültigkeit der Methode der Äquivalenten Grössen für die Berechnung der Nennleistung elektrischer Antriebsmotoren. În : Wiss.Z.der Elektrotech., Leipzig,17,1971,nr.4,p.229-242.
45. BRAȘOVAN, M. ș.a. Optimizarea parametrilor energetici ai consumatoarelor de energie electrică la Intr.Electromotor Timișoara. Protocol nr.13867/1972, I.P.Timișoara, Facultatea de electrotehnică, catedra de Utilizări și mașini electrice.
46. BÜSSING, W. Vereinfachte Berechnung der Erwärmung elektrischer Maschinen. În : Arch.für Elektrotech.,34,1940,nr.8,p.473-480.
47. BÜSSING, W. Beiträge zum Lebensdauergesetz elektrischer Maschinen. În : Arch.für Elektrotech.,36,1942,nr.6,p.333-361 + nr.12, p.735-750.
48. BÜSSING, W. Berechnung des Temperaturanstieges in elektrischen Maschinen mit Berücksichtigung ihres inhomogenen Aufbaues. În : E und M, 61,1943,nr.21/22, p.241-246.
49. CILIKIN, M.G. Obščij kurs elektropivoda. Moskva, Izd.Energija, 1965.
50. DOBBELER, C.v. Vierskalige Nomogramme. În : Z.für angewandte Mathematik und Mechanik, 7,1927,nr.7,p.485-496.
51. DOBBELER, C.v. Beispiele für Nomogramme mit vier Veränderlichen. În : ETZ, 49,1928,nr.12,p.467.
52. DORDEA, T. Mașini electrice. București,Edit.didactică și pedagogică, 1970.

53. DUBOV, V.V. Teplovoj rasčët jakorja tjačovovo dvigatelja postojannovo toka v dlitel'nom režime. In : Vestnik elektropromyšlennosti, 33, 1962, nr. 11, p. 29-31.
54. EZOVIT, G.P. s.a. Temperaturnoe pole serdečnika statora turbo-generatora tipa TGV-300. In : Elektrotehnika, 41, 1970, nr. 1, p. 21-24.
55. FAIK, K. Berechnung der periodischen Schalthäufigkeit von Drehstrommotoren bei Gegenstrom- und mechanischer Bremsung. In : ETZ-A, 86, 1965, nr. 23, p. 755-759.
56. FEJBER, F., PFAU, D. Neue Hochspannungs-Küfigläufermotoren mittlerer Leistung. 3. Temperaturfeld und Kühlungsversuche. In : Brown Boveri Mitt., 54, 1967, nr. 9, p. 527-530.
57. FRENTZ, H.I. Zur Berechnung der Lebensdauer elektrischer Isolierstoffe bei konstanten und veränderlichen Alterungstemperaturen. In : ETZ-A, 78, 1957, nr. 4, p. 156-161.
58. FRENTZ, H.I. Ein Berechnungsschema für die Lebensdauer elektrischer Isolierstoffe bei Beanspruchung durch periodische Temperaturspiele. In : E und M, 75, 1958, nr. 17, p. 485-491.
59. FISCHER, R. Berechnung am Analogrechner zur Dynamik von Gleichstromfahrmotoren im Bremsbetrieb bei Kreuzschaltung. In : ETZ-A, 87, 1966, nr. 14, p. 535-541.
60. GOLOVAN, A.T. Osnovy elektropriroda. Moskva, Gosenergoizdat, 1959.
61. GORAJKO, F.A. Rasčët elektroprivodov s povtorno-kratkovremennym režimom raboty po kriteriju minimal'noj ustanovlennoj moščnost'. In : Električestvo, 83, 1963, nr. 9, p. 70-73.
62. GORJAINOV, F.A., SERGEEV, V.D. Setočnaja modeli dlja rasčëta teplovyh shem odnokorpusnyj dvuhmašinnyh agregatov. In : Elektrotehnika, 36, 1965, nr. 9, p. 24-27.
63. GOTTER, G. Erwärmung und Kühlung elektrischer Maschinen. Berlin, Springer Verlag, 1954.
64. GÜTTINGER, W. Die Dimensionierung von Asynchronmotoren mit Hilfe von Analogie-Rechenmaschinen. In : Bull. S.E.V., 50, 1959, nr. 20, p. 976-978.
65. HAK, J. Metoda circuitelor termice echivalente. Vol. I, II și III. Trad. din lb. cehă după o informare tehnică pentru Uzina de prototipuri MEZ din Brno, 1951-1954, Electromotor Timișoara, Biblioteca tehnică.
66. HAK, J. Lösung eines Wärmequellen-Netztes mit Berücksichtigung der Kühlströme. In : Arch. für Elektrotech., 42, 1956, nr. 3, p. 137-154.
67. HAK, J. Möglichkeiten und Aussichten einer unbegrenzten Lösung des Wärmeproblems von elektrischen Maschinen. In : E und M, 74, 1957, nr. 14, p. 305-311.
68. HAK, J. Wärmequellen-Netze elektrischer Maschinen. In : E und M, 76, 1959, nr. 11, p. 236-243.
69. HEITER, L.B. Eine neue, allgemeine Methode für die Berechnung der Stossantriebe mit Schwungmassen. In : E und M, 78, 1961, nr. 5, p. 214-218.
70. HEITERICH, I. Contribuții la metodele de evaluare a uzurii termice relative a transformatorilor. Dis., I.P. Timișoara, 1971.
71. KORNUTESCU, M. Eficacitatea protecției prin releu bimetalice. In : Elektrotehnika, 9, 1961, nr. 7, p. 236-244.

72. IGLISCH, I. Zu den Lebensdauergesetzen elektrischer Maschinen. In : ETZ-A, 78, 1957, nr.10, p.356-358.
73. JEHLE, H. Temperaturanstieg in elektrischen Maschinen. In : ETZ, 51, 1930, nr.33, p.1166-1169.
74. KESSLER, A. Eine allgemeine Lösung der Berechnung des Erwärmungsvorganges elektrischer Maschinen mittels der Methode der äquivalenten Wärmequellennetze. In: Acta Technica ČSAV, 1, 1956, nr.4, p.288.
75. KESSLER, A. Berechnung des Erwärmungsvorganges elektrischer Maschinen mittels der Methode der äquivalenten Wärmequellennetze. In : Acta Technica ČSAV, 4, 1959, nr.1, p.1-21.
76. KESSLER, A. Versuch einer genaueren Vorausberechnung des zeitlichen Erwärmungsverlaufes elektrischer Maschinen mittels Wärmequellennetzen. In: Arch.für Elektrotechn., 45, 1960, nr.1, p.59-76.
77. KESSLER, A. Možnosti úsporné konstrukce průběhu otepleni elektrických strojů při libovolném pracovním cyklu. In: Elektrotechnický časopis, 13, 1962, nr.2, p.65-82.
78. KESSLER, A. Aproximation des Zeitveränderlichen Temperaturverlaufs in elektrischen Maschinen mittels äquivalenter Wärmequellennetze. In : Arch.für Elektrotech., 48, 1963, nr.1, p.1-6.
79. KESSLER, A. Použití jednoduché stejnosměrné sítě pro výpočet otepleni elektrického stroje. In : Elektrotechnický časopis, 14, 1963, nr.6, p.332-343.
80. KESSLER, A. Zur Theorie des Wärmequellennetzes. Beitrag zur praktischen (angenäherten) Lösung von Wärmeleitungsproblemen bei n-Körpersystemen mit innerer Wärmeentwicklung. In : Arch. für Elektrotech., 49, 1964, nr.2, p.109-123.
81. KESSLER, A. Analyse messtechnisch ermittelter Erwärmungs- und Abkühlungskurven elektrischer Maschinen. In: Acta Technica ČSAV, 9, 1964, nr.4, p.347-377.
82. KESSLER, A. Berechnung des zeitlichen Erwärmungsverlaufes von elektrischen Maschinen bei beliebigem Arbeitszyklus. In: Wiss. Z. der F.H. Ilmenau, 1966, Sonderheft 7b, p.21-28.
83. KLOSS, M. Die Umgebungstemperatur und ihre Bedeutung für die Bewertung elektrischer Maschinen und Transformatoren. In: ETZ, 48, 1927, nr.31, p.1097-1099.
84. KOVALEV, E.B. s.a. Modelirujuščee ustrojstvo dlja teplovyh rasčëtov i issledovannij električeskikh mašin. In : Elektrotehnika, 38, 1967, nr.8, p.25-27.
85. KURKALOV, I.I. Rasčët nagreva jakorja nizkovoltnyh mašin postojannovo toka zakrytovo ispolnenija. In : Vestnik elektropromyšlennosti, 33, 1962, nr.10, p.35-38.
86. KÜCHLER, R. Zur Theorie der Erwärmungs- und Abkühlungskurven elektrischer Maschinen und Apparate. In : ETZ, 49, 1928, nr.31, p.1141.
87. KÜPPERS, B. Die Lebensdauergesetze von elektrischen Isolierstoffen. In : ETZ-A, 88, 1967, nr.9, p.222-225.
88. LEHMANN, W., GEISWEID, R. Die Elektrotechnik und die elektrischen Antriebe. 6.Aufl., Berlin, Springer Verlag, 1962.
89. LEONHARD, A. Elektrische Antriebe. Stuttgart, Ferdinand Enke Verlag, 1959.
90. LOOCKE, G., RAATZ, E. "GEAPHYL", ein Motorvollschutz für läuferkritische Maschinen. In : AEG Mitt., 56, 1966, nr.1, p.19-23.

91. MATIER, F. Erwärmung von Bahnmotoren im instationären Betrieb. In : Brown Boveri Mitt., 53; 1966, nr. 9, p. 574-589.
92. MALCEV, V. V. Issledovanie dviženija gaza i teplootdači vo vraščajuščihsja rotorah. In : Vestnik elektropromyšlennosti, 33, 1962, nr. 11, p. 15-22.
93. MICHEL, K. Prüfung und Beurteilung der thermischen Beständigkeit von elektrischen Isolierstoffen und Isolationen. In : Bull. S. E. V., 57, 1966, nr. 1, p. 16-26.
94. MIKLOSI, C. Curs de utilizările energiei electrice în industrie. Partea a II-a. Edit. I. P. Timișoara, 1953.
95. MIKLOSI, C. ș. a. Utilajul electromecanic al întreprinderilor industriale. București, Edit. didactică și pedagogică, 1961.
96. MIKLOSI, V. Considerații asupra efectului volanțului în grupurile motor-generator cu sarcină intermitentă. In : Bul. Bazei Academiei, Timișoara, 1957, nr. 1-2, p. 29-31.
97. MONTSINGER, V. M. Loading Transformer by Temperature. In : AIEE Transactions, 49, 1930, p. 776-790.
98. MOROZOV, D. P. Principiile de bază ale dispozitivelor electrice de acționare (trad. din lb. rusă). București, Edit. tehnică, 1952.
99. NÉMETHI, E. Szigetelőanyagok öregedése. In : Elektrotehnika, 56, 1963, nr. 5, p. 209-214.
100. NICOLESCU, E., RĂDUȚ, C. Mașini electrice fabricate în R. P. R. Alegere. Exploatare. Reparare. București, Edit. tehnică, 1965.
101. OSBORNE, H. Beitrag zur Ermittlung von Aussetzleistungen. In : ETZ, 43, 1922, nr. 20, p. 681-685.
102. OSBORNE, H. Was ist unter der Erwärmungszeitkonstante einer elektrischen Maschine zu verstehen. In : ETZ, 51, 1930, nr. 25, p. 902-904.
103. OTT, H. Kritische Bemerkungen zur Erwärmungsgleichung unter Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit von Wärmeabgabe und spezifischen Widerstand, sowie der Inhomogenität des Körpers. In : E und M, 45, 1927, nr. 16, p. 317.
104. PHILIPPOW, E. Taschenbuch Elektrotechnik. Bd. 2. Starkstromtechnik. Berlin, Verlag Technik, 1965.
105. POPESCU, CH., ș. a. Legi de durată de viață a materialelor electrozolante. In : Electrotehnica, 10, 1962, nr. 11, p. 419-425.
106. POPOV, I., WANDEL, P. Erwärmung und Lebensdauer von Transformatoren. In : Elektrik, 16, 1962, nr. 7, p. 222-226.
107. POPOV, V. K. Osnovy elektropriroda. Moskva, Gosenergoizdat, 1951.
108. POSTNIKOV, I. M. Proiectarea mașinilor electrice (trad. din lb. rusă). București, Edit. energetică de stat, 1954.
109. POSTNIKOV, I. M., SČASTLIVYI, G. G. Teplovoj rasčët zakrytyh asinkhronnyh dvigatelei tipa AO. In : Vestnik elektropromyšlennosti, 32, 1961, nr. 3, p. 43-50.
110. PROVAZNIK, F. Elektrické modely neustálených tepelných stavů elektrických strojů. In : Elektrotechnický obzor, 46, 1957, nr. 6, p. 277-283.
111. PROVAZNIK, F. Elektrické modely neustáleného tepelného proudění v elektrických strojích. In : Elektrotechnický obzor, 47, 1958, nr. 4, p. 184-193.

112. REICHE, H. g.a. Der Einsatz von Rechenautomaten für elektrotechnische Berechnungen : 7. Die Berechnung der Erwärmung und Kühlung elektrischer Maschinen und Geräte. In : *Elektrie*, 21, 1967, nr. 9, p. 317-321.
113. REINKE, F. Die thermoelektrische Analogie bei verteilten Wärmequellen und über ein rascharbeitendes Beukenmodell für Wärmeströmungsaufgaben mit verteilten Wärmequellen und dessen messtechnische Anwendung. Köln, Westdeutscher Verlag, 1964.
114. RICHTER, M. Erwärmungsberechnung mittels Wärmequellennetz am Beispiel eines Turboläufers. In : *Elektrie*, 17, 1963, nr. 10, p. 319-321.
115. RICHTER, M. Untersuchung der Übertemperatur mit Hilfe eines Wärmequellennetzmodells. In : *Elektrie*, 20, 1966, nr. 4, p. 145-147.
116. RICHTER, R. *Maşini electrice*. Vol. I. Bucureşti, Edit. tehnică, 1958.
117. ROBINSON, W. Prediction of Transient and Equilibrium Component Temperatures and Evaluation of Cumulative Insulation Damage of Blast-Cooled Machines. In : *AIEE Transactions*, Part II, 76, 1957, p. 192-199.
118. ROSSMAIER, V. Der Temperaturverlauf in einem Stab eines Stromverdrängungs-Küfigläufermotors in Abhängigkeit von Ort und Zeit während des Hochlaufes. In : *Arch. für Elektrotech.*, XXXII, 1938, nr. 2, p. 124-131.
119. RUMJANCEV, I. M. Teplovoj rasčët asinkhronnyh dvigatelei aksialnoi sistemoj ventilacii. In : *Elektrotehnika*, 36, 1965, nr. 11 p. 57-59.
120. RUSU, H. Acţiunări electromecanice la maşinile de ridicat. *Indrumător de proiectare*. I. P. Timişoara, 1967.
121. RYBÁŘ, J. Malý odporový analogon k výpočtu otepleni elektrických strojů. In : *Elektrotechnický obzor*, 51, 1962, nr. 8, p. 410-413.
122. SAAL, C. Acţiunări electromecanice. Comportarea motoarelor electrice uzuale. Alegerea motoarelor. Litografia I. P. Braşov, 1970.
123. SAKREIDA, H. Über die Schalthäufigkeit von Drehstrom-Küfigläufermotoren kleiner Leistung. In : *E und M*, 59, 1941, nr. 33/34, p. 373-383.
124. SALLIER, A. S., SARDATOV, R. S. Nagrev samoventiliruemnyh asinkhronnyh dvigatelei pri častotnom upravlenii. In : *Elektrotehnika*, 36, 1965, nr. 11, p. 4-8.
125. SCHMIDLEK, A. J. Einschaltdauer und Überlastung im aussetzenden Betrieb. In : *Arch. für Elektrotech.*, XXXII, 1938, nr. 4, p. 260.
126. SCHUSKY, W. Bestimmung der Erwärmung von elektrischen Maschinen und Transformatoren mit Hilfe des Wärmenetzes. In : *Bull. S.E.V.*, 50, 1959, nr. 17, p. 825-832.
127. SCHUSKY, W. Berechnung elektrischer Maschinen. Wien, Springer Verlag, 1960.
128. SCHWARZ, M. Ein neues Laboratorium für strömungs- und wärmetechnische Untersuchungen an Elektromaschinen. In : *Brown Boveri Mitt.*, 55, 1968, nr. 10/11, p. 631-639.
129. SERACIN, E. Consideraţii asupra acţiunării electrice a preselor cu volant. In : *Electrotehnica*, 9, 1961, nr. 2, p. 64-68.
130. SERACIN, E. Metodă simplificată pentru calculul acţiunărilor electrice a maşinilor cu mecanism bielă-manivelă. In *Buletin şi teh. Inst. politeh. Timiş.*, 8(22), 1963, fasc. 2, p. 433-443.

131. SERACIU, E. Contribuții cu privire la metodele de dimensionare ale acționărilor electrice cu mecanism bielă-manivelă. Dis., I.P.Timișoara, 1964.
132. SERACIU, E. Contribuții cu privire la folosirea diagramelor simplificate pentru calculul acționărilor electrice cu mecanism bielă-manivelă. În *Bul. ști. și teh. Inst. politeh. Timiș.*, 9(23), 1964, fasc. 1, p. 197-205.
133. SERACIU, E. O metodă nouă pentru calculul acționărilor electrice cu mecanism bielă-manivelă. În : *Electrotehnica*, 14, 1966, nr. 6, p. 212-216.
134. SERACIU, E., BARTZER, ST. Studiu cu privire la modelarea analogică a unor fenomene tranzitorii descrise prin soluțiile unor ecuații diferențiale de ordinul doi. În : *Bul. ști. și teh. Inst. politeh. Timiș.*, 12(26), 1967, fasc. 2, p. 541-551.
135. SERACIU, E., BARTZER, ST. Studiu asupra modelării matematice a motorului de curent continuu cu excitație în derivație. În : *Electrotehnica*, 16, 1968, nr. 4, p. 121-135.
136. SERACIU, E. Beitrag zur Berechnung der elektrischen Antriebe mit zeitveränderlicher Belastung. În : *Elektrie*, 22, 1968, nr. 5, p. 197-200.
137. SERACIU, E. Contribuții la proiectarea acționărilor electrice cu motoare de curent continuu cu excitație în serie. În : *Bul. ști. și teh. Inst. politeh. Timiș.*, 13(27), 1968, fasc. 2, p. 537-547.
138. SERACIU, E., BARTZER, ST. Contribuții cu privire la aplicarea ecuației mișcării în calculul acționărilor electrice. În : *Electrotehnica*, 19, 1971, nr. 7, p. 264-268.
139. SERACIU, E. Utilajul electromecanic al întreprinderilor industriale. București, Edit. didactică și pedagogică, 1973.
140. SERACIU, E., BARTZER, ST. Cu privire la determinarea randamentului acționărilor electrice. În : *Bul. ști. și teh. Inst. politeh. Timiș., Electroteh.*, 19(33), 1974, fasc. 2.
141. SERGIEVSKAJA, T.G. Teplootdača statora ělektriěeskoj mašiny. În : *Vestnik ělektropromyšļemosti*, 33, 1962, nr. 11, p. 4-14.
142. STOCK, W. Die Bestimmung der zulässigen Schalthäufigkeit von Drehstrom-Kurzschlussläufermotoren. În : *Elektrie*, 18, 1964, nr. 1, p. 2-7.
143. STUMPF, E. Grundsätzliche Untersuchungen am symmetrischen Temperaturbild moderner radial belüfteter elektrischer Maschinen im Hinblick auf VDE 0530/7.55. În : *Deutsche Elektrotechnik*, 12, 1958, nr. 4, p. 121-127.
144. STUMPF, E. Über eine neue Methode der Aufnahme und Auswertung von Erwärmungskurven. În : *Elektrie*, 14, 1960, nr. 7, p. 237-238.
145. STUMPF, E. Der Fahrplan eines elektromotorischen Antriebs und seine Einflussfaktoren. În : *Elektrie*, 15, 1961, nr. 5, p. 130-134.
146. STUMPF, E. Ergebnisse einer Weiterentwicklung der Fahrplangleichungen elektromotorischer Antriebe. În : *Elektrie*, 15, 1961, nr. 9, p. 295-301.
147. STUMPF, E. Mechanische und thermische Übergangsvorgänge bei elektromotorischen Antrieben. Berlin, Verlag Technik, 1962.
148. STUMPF, E. Kritik der Erwärmungsmessungen und ihrer Auswertung im Elektromaschinenbau. În : *Elektrie*, 16, 1962, nr. 9, p. 278-281.
149. STUMPF, E. Über die Möglichkeit einer bestimmteren Voraussage über die Erwärmungszeit einer elektrischen Maschine. În : *Elektrie*, 17, 1963, nr. 11, p. 378-382.

150. STUMPP, E. Die Beobachtungswerten Temperaturpegel in geschlossenen Induktionsmaschinen mit Käfigläufern. In: *Elektric*, 19, 1965, nr.3, p.153-155, 160.
151. STUMPP, E. Grundriss einer Reform der Berechnung der Überlastbarkeit elektrischer Maschinen bei periodischem Aussetzbetrieb und Durchlaufbetrieb mit Aussetzbelastung. In: *Elektric*, 19, 1965, nr.7, p.285-287.
152. STUMPP, E. Neue Gleichungen zum Berechnen der in den Nembetriebsarten AB und DAB zulässigen Überlastung elektrischer Maschinen und zum Berechnen ihrer Schalthäufigkeit im ASB und DSB. In: *Elektric*, 19, 1965, nr.11, p.459-462.
153. STUMPP, E. Lebensdauerprognose auf Grund der neuen Erkenntnisse über Temperaturschwankungen in Elektromaschinenwicklungen bei periodisch schwankender Strombelastung. In: *Elektric*, 20, 1966, nr.7, p.292-294.
154. STUMPP, E. Zur Theorie der äquivalenten Wärmequellennetze. In: *Wiss.Z.der T.H. Ilmenau*, 1966, Sonderheft 7b, p.15-19.
155. STUMPP, E. Die Anwendung von Wärmequellennetzen in der Entwurfslehre über elektrische Maschinen. In: *Elektric*, 12, 1966, nr.12, p.461-464.
156. ȘOFAN, E., MARINESCU, M. O metodă pentru predeterminarea prin calcul a încălzirii mașinilor electrice în regim staționar. In: *Electrotehnica*, 14, 1966, nr.2, p.37-45.
157. ȘORA, I., RUSU, H. Aplicații ale traductorului derivator în probleme de acționări electromecanice. In: *Bul.ști.și teh. Inst.politeh.Timiș.*, 14(28), 1969, fasc.1, p.385-394.
158. ȘORA, I. Influența coeficientului de formă al diagramei de încărcare asupra valorilor nominale ale randamentului și factorului de putere la motoarele asincrone. In: *Bul.ști.tch. Inst.politeh.Timiș., Electroteh.*, 15(29), 1970, fasc.1, p.115-121.
159. ŠUIŠKIJ, P.A. K rasčetu nagreva asinkhronnyh mašin po metodu ekvivalentnyh grejuščih poteri. In: *Vestnik elektromyšlenosti*, 34, 1963, nr.7, p.30-35.
160. ULKE, R. Berechnung der Schalthäufigkeit von Drehstromkurzschlussanker motoren. In: *E und M*, 61, 1943, nr.7/8, p.65-73.
161. ULKE, R. Energetische Grundlagen für das Schalten von Drehstrommotoren. In: *Siemens-Z.*, 25, 1951, nr.3, p.161-166.
162. UJANICKIJ, M.N. Opredelenie koefficienta konvektivnoj teplootdači korpusov zakrytyh električeskikh mašin. In: *Elektrotehnika*, 36, 1965, nr.9, p.60-63.
163. UNGER, F. Überlastbarkeit von Elektromotoren mit periodisch wechselnder Belastung. In: *Arch.für Elektrotechnik*, XXXII, 1938, nr.9, p.622-625.
164. UNGER, F. Die thermische Überlastbarkeit von Elektromotoren. In: *Elektro-Technik*, 37, 1955, nr.39, p.341-343.
165. UNGER, F. Die Erwärmung von Elektromotoren im Schaltbetrieb. In: *ETZ-A*, 78, 1957, nr.6, p.226-229.
166. VEȘNEVSKI, S.N. Caracteristicile motoarelor utilizate în acționări electrice (trad.adapt., după ed.a 5-a, din lb.rusă). București, Edit.tehnică, 1969.
167. VINOGRADOV, N.V. ș.a. Proiectarea mașinilor electrice. Vol.I. (trad.din lb.rusă). București, Edit.energetică de stat, 1953.

168. WEEDY, B.M. Temperature Rises in Electrical Machines. În : Electrical Review, 170, 1962, nr. 13, p. 741-745.
169. WOLL, R.F. Influence of Higher Operating Temperatures on Motor Design. În : AIEE Transactions, Part III, 40, 1959, p. 1642-1644.
170. ZILBERMAN, B.Z. Modelizarea acționărilor electrice (trad. din lb. rusă). București, Edit. tehnică, 1963.
171. X X X . Buletinele de încercare Nr.: 14, 39, 49, 66, 67, 74, 77, 81, 82, 101, 119, 120, 122, 142, 169, 170, 178, 179, 206, 235, 236 din 1968 și Nr.: 247, 265, 270, 273 și 277 din 1969. "Electroputere" Craiova, Fabrica de mașini rotative, C.T.C. Stand de omologare.
172. X X X. Manualul inginerului electrician. Vol. II. București, Edit. tehnică, 1954.
173. X X X. Manualul inginerului electrician. Vol. V. București, Edit. tehnică, 1957.
174. X X X. Manualul inginerului electrician. Vol. VIII. București, Edit. tehnică, 1959.
175. X X X. Manualul inginerului - HÜTTE I. București, Edit. tehnică, 1949.
176. X X X. VEM-Handbuch. Die Technik der elektrischen Antriebe. Grundlagen. Berlin, Verlag Technik, 1963.
177. X X X. VDE-Vorschriften. Bd. III, Gruppe 5. Maschinen, Transformatoren, Umformer. 28. Aufl. Berlin, VDE Verlag GmbH., 1963.
178. STAS 1893-72. Mașini electrice rotative. Condiții tehnice generale de calitate.
179. STAS 6247-60. Materiale electroizolante pentru mașini și aparate electrice. Clasificare în funcție de stabilitatea termică.
180. STAS 4861/1-73. Mașini electrice rotative. Terminologie generală.
181. STAS 3998-53. Mașini electrice rotative. Tipuri constructive. Terminologie și simboluri.
182. STAS 625-71. Mașini electrice rotative. Grade normale de protecție. Prescripții.
183. STAS 6968-69. Motoare asincrone trifazate, cu regim de funcționare intermitent destinate acționării instalațiilor de ridicat și transportat. Condiții generale.
184. STAS 5679-68. Motoare electrice de curent continuu pentru tracțiune urbană. Condiții generale.
185. STAS 5700-64. Mașini electrice rotative de curent continuu pentru nave. Condiții speciale.
186. STAS 8211-68. Mașini electrice sincrone trifazate. Metode de încercare.
187. STAS 7814-73. Mașini electrice de curent continuu. Metode de încercare.
188. STAS 7246-74. Motoare asincrone trifazate. Metode de încercare.