

ՀԱՅԱՍՏԱՆԻ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԶԳԱՅԻՆ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ ԵՎ

ՀԱՅԱՍՏԱՆԻ ԱԶԳԱՅԻՆ ՊՈԼԻՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ՀԱՄԱԼՍԱՐԱՆԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ

ИЗВЕСТИЯ

НАЦИОНАЛЬНОЙ АКАДЕМИИ НАУК АРМЕНИИ И

НАЦИОНАЛЬНОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА
АРМЕНИИ

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ

СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԵՐԵՎԱՆ

ЕРЕВАН

Журнал издается с 5.01.1948 г.
Выходит 3 раза в год

ԽՐԱԳՐԱԿԱՆ ԿՈԼԵԳԻԱ

Ռ.Մ. ՄԱՐՏԻՐՈՍՅԱՆ (գլխավոր խմբագիր), **Հ.Ա. ԹԵՐԶՅԱՆ** (գլխ. խմբ. տեղակալ), **Զ.Կ. ՍՏԵՓԱՆՅԱՆ** (պատասխանատու քարտուղար), **Ս.Գ. ԱՂԲԱԼՅԱՆ**,
Ռ.Վ. ԱԹՅԱՆ, **Վ.Վ. ԲՈՒՆԻԱՏՅԱՆ**, **Ս.Պ. ՂԱՎԹՅԱՆ**, **Ս.Ս. ՂԱԶԱՐՅԱՆ**,
Ո.Զ. ՍԱՐԴՈՒԽՅԱՆ, **ՅՈՒ.Լ. ՍԱՐԳՍՅԱՆ**, **Վ.Ս. ՍԱՐԳՍՅԱՆ**,
Ս.Հ. ՄԻՍՈՆՅԱՆ, **Ս.Գ. ՍՏԱԿՅԱՆ**, **Վ.Ս. ԽԱՉԱՏՐՅԱՆ**

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Р.М. МАРТИРОСЯН (главный редактор), **А.А. ТЕРЗЯН** (зам. глав. редактора),
З.К. СТЕПАНИЯН (ответственный секретарь), **С.Г. АГБАЛЯН**,
Р.В. АТОЯН, **В.В. БУНИАТЯН**, **С.П. ДАВТЯН**, **С.М. КАЗАРЯН**,
В.З. МАРУХЯН, **Ю.Л. САРКИСЯН**, **В.С. САРКИСЯН**,
С.О. СИМОНЯН, **М.Г. СТАКЯН**, **В.С. ХАЧАТРЯН**

EDITORIAL BOARD

R.M. MARTIROSSYAN (Editor-in-Chief), **H.A. TERZYAN** (Vice-Editor-in-Chief),
Z.K. STEPANYAN (Secretary - in - Chief), **S.G. AGHBALYAN**,
R.V. ATOYAN, **V.V. BUNIATYAN**, **S.P. DAVTYAN**, **S.M. GHAZARYAN**,
V.Z. MARUKHYAN, **YU.L. SARKISSYAN**, **V.S. SARKISSYAN**,
S.H. SIMONYAN, **M.G. STAKYAN**, **V.S. KHACHATRYAN**

ՏՊԱԳՐՎԱԾ Է ՀԱՐԱՎԱՅԻՆ ԿԱԼԻՖՈՐՆԻԱՅԻ ՀԱՄԱԼՍԱՐԱՆԻ ՀԱՅ
ԱՍՊԻՐԱՆՏՆԵՐԻ ԵՎ ՄԱԳԻՍՏՐԱՆՏՆԵՐԻ ԸՆԿԵՐԱԿՑՈՒԹՅԱՆ
ՀՈՎԱՆԱՎՈՐՈՒԹՅԱՄԲ

**ПЕЧАТАЕТСЯ ПРИ СОДЕЙСТВИИ АССОЦИАЦИИ АРМЯНСКИХ АСПИРАНТОВ
И МАГИСТРАНТОВ ЮЖНО-КАЛИФОРНИЙСКОГО УНИВЕРСИТЕТА**

**PRINTED BY THE SUPPORT OF USC ARMENIAN GRADUATE STUDENT'S
ASSOCIATION**

Հրատ. խմբագիր՝

ԺԱՆՆԱ ՄԵՅՐԱՆՅԱՆ

Համակարգչային շարվածքը
և ձևավորումը՝

ԼԻԼԻԹ ՄԱՐՏԻՐՈՍՅԱՆԻ

Խմբագիրներ՝

ԼԵՅԼԱ ՍՏԵՓԱՆՅԱՆ
ՆԵԼԼԻ ԱՆԱՆՅԱՆ

© Издательство ГИУА
Известия НАН и ГИУ Армении (сер. техн. наук), 2005

G. PETROSYAN, P. BEISS*

PARTICULARITY OF CONTACT DEFORMATION PROCESS OF SINTERED PM GEARS

The problems of the investigation of elastic deformation and first plastic deformation appear in the processes of the contact PM gear with the die gear. It is continuation of [1]. The mechanical and geometrical parameters of gear tooth contact are determined. To define the maximum pressure values and other parameters of the contact area when in the PM gear tooth the first plastic deformations arise, the plasticity condition of real porous materials is used. The numerical examples are given.

Keywords: PM gear, surface contact, densification process, real properties, strength, plastic deformation, maximum pressure.

The problems of the powder material (PM) gear surface contact is of great importance for solving densification of technological processes, when they change hardness and density of PM. Therefore, taking into account the PM real properties it is necessary to define the existence of the porosity influence. That is the main difference between powder and ordinary materials. It is shown in [1] that the process of two cylinder contact has the mechanical and geometrical particularities. The analysis of studies [2 – 4] shows that the real mechanical properties of sintered materials depend on the particularity and the value of their initial porosity, while the properties of material substance should not depend on its porosity. Therefore, for solving the strength and plastic deformation problems of real PM the theories of strength and plasticity of porous materials [4 – 6] are used. Another particularity of the surface contact deformation is the connection with different tooth surface contact radii of curvature and tips of contact. These problems are very complicated and not much studied by theoretical and engineering methods. Hence, the surface contact deformation of PM gear real process solution has been attempted in this paper.

1. Elastic problem. The formulae for definition of contact pressure p_0 and half the width of the contact area b [1] are introduced as follows:

$$p_0 = 0.418 (2q K_E / K_R)^{0.5}, \quad (1)$$

$$b = 1.075 (q K_R / K_E)^{0.5}, \quad (2)$$

* RWTH Aachen, Institute für Werkstoffkunde, Augustinerbach 4, 52062 Aachen, Germany

$$K_E = E_1 E_2 / (E_1 + E_2), \quad (3)$$

$$K_R = R_1 R_2 / (R_1 + R_2), \quad (4)$$

where K_E and K_R are mechanical and geometrical parameters of gear tooth contact, E_1, E_2 - Young's modulus, R_1, R_2 - radii of die and PM gears tooth surface curvature, q - load at length unit of contact area.

For calculating the mechanical parameters of gear tooth contact K_E we must use the formulae for definition of Young's modulus of PM [2]. In that case we obtain

$$K_E = E_1 E_0 (1 - \nu)^{3.4} / (E_1 + E_0 (1 - \nu)^{3.4}). \quad (5)$$

To calculate geometrical parameters of gear tooth contact K_R , we must know all the radii of tooth surface curvature in the contact zone. Investigations show that there are four different cases of contacts (Fig. 1):

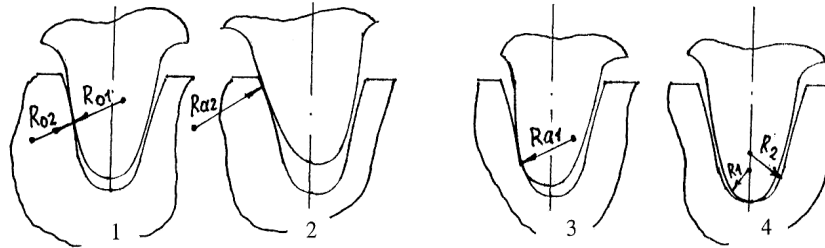


Fig. 1. Different cases of gear tooth contact: 1- external cylindrical contact, 2 - ($R_{01} = \infty$), 3 - ($R_{02} = \infty$), 4 - internal cylindrical contact

Fig.1 shows that in all the cases radii of the curvature are changed. Therefore, we must calculate all the radii of the tooth surface curvature.

It is known that the centers of gear tooth surface curvature are on the gear foundation circle. In Fig.2 the centers of gears O_1, O_2 , their radii of initial circles $r_1 = mz_1/2$, $r_2 = mz_2/2$, foundation circles r_{01}, r_{02} and basic radii of tooth surface curvature R_{01}, R_{02} are shown, where m, z -are module and the number of gear teeth. From Fig.2 we may write the following formulae:

$$r_0 = mz \cos 20^\circ / 2, \quad R_0 = mz \sin 20^\circ / 2. \quad (6)$$

Using formulae (4) and (6) in case of contact number 1 (Fig. 1), if $R_1 = R_{01}$ and $R_2 = R_{02}$, we may write

$$K_{R0} = 0,171 mz_1 z_2 / (z_1 + z_2). \quad (7)$$

To define radii R_a of surface curvature at the top of tooth, (Fig. 3) is used: $R_a = (r_a^2 - r_0^2)^{0.5}$.

Using the well-known formulae for definition of top circle radii $r_a = mz/2 + m$ and (6) we obtain

$$R_a = (R_0^2 + m^2(1+z))^{0.5}. \quad (8)$$

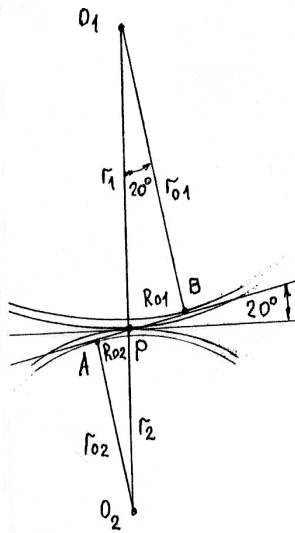


Fig.2. The scheme for definition of r_0 and R_0

Note, that in cases of number 2 and 3 we have correspondingly $R_1=R_{c1}=\infty$, $R_2=R_{a2}$ and $R_1=R_{a1}$, $R_2=R_{c2}=\infty$.

It is very important to give the correct solution to the problems of radii R_1 and R_2 definition in case of number 4 in Fig.1(internal cylindrical contact). In this case we must use the following formula for defining the geometrical parameter K_R of gear tooth contact:

$$K_R = R_1 R_2 / (R_2 - R_1). \quad (9)$$

If $R_1=R_2$, $K_R=\infty$, using formulae (1) and (2) we have $p_0=0$,

$b = \infty$. This means that the teeth are wedging. Therefore, R_2 must be greater than R_1 ($R_2 > R_1$).

So, all the formulae for definition of components of elastic contact deformation process of

sintered PM gears are established.

2. The first plastic deformation

problem. The analysis of the material plasticity conditions ascertain that for the PM the generalized criteria of the shape changing energy can be used by putting in this criteria the porosity as the most dangerous defect. For the sintered PM the plasticity condition of porous material is the most special one [5]

$$\sigma_i^2 + 9\alpha\sigma_0^2 = \beta\sigma_y^2, \quad (10)$$

where σ_i is the effective stress, σ_0 is the hydrostatic pressure, σ_y is the material yield point, α and β are the porosity functions.

The analysis of different porosity functions α and β proposed by different authors shows that the selection of the new porosity functions in each particular case of the PM is difficult and inexpedient. Therefore, irrespective of materials specification at first the well known and the most

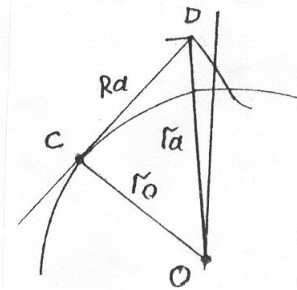


Fig.3. The scheme to define R_a

simple for using porosity functions are selected. Then the calculation of porosity particularities of the real sintered materials is realized by introducing into the plasticity condition (10) the constant for the material real porosity parameter n_1 and parameter n_2 for bringing the mechanical properties of porous material to the properties of the nonporous. In this case the plasticity condition will be as follows [4]

$$\sigma_i^2 + 9\alpha^{n_1} \sigma_0^2 = \beta^{2n_2+1} \sigma_y^2. \quad (11)$$

Functions α and β differently influence the stress-strain state of material, the function α takes into account the influence of hydrostatic pressure and together with function β allows to obtain the real mechanical characteristics of the material. In [6] porosity functions are selected

$$\alpha = v, \quad \beta = 1-v. \quad (12)$$

For sintered steel containing Ni(4%), Cu(1,5%) and Mo(0,5%) in [6] the following average values of porosity parameters $n_1=1,1$ and $n_2=1,4$ are defined. Note, that n_1, n_2 parameter values and functions of porosity (12) are used.

The conception of design stress σ_d [1] permits to write the plasticity condition (11) for contact deformation of PM. Maximum dimensionless value of design stress $\bar{\sigma}_d^{\max}$ for the dangerous point is expressed by the known value $\bar{\sigma}_i, \bar{\sigma}_0$ [1] and is determined by the following formula:

$$\bar{\sigma}_d^{\max} = (\bar{\sigma}_i^2 + 9\alpha^m \bar{\sigma}_0^2)^{0.5} / \beta^{n+0.5}, \quad (13)$$

where $\bar{\sigma}_d^{\max} = \sigma_d^{\max} / p_0^{\max}$, $\bar{\sigma}_i = \sigma_i / p_0^{\max}$ and $\bar{\sigma}_0 = \sigma_0 / p_0^{\max}$.

In that case plasticity condition is $\bar{\sigma}_d^{\max} = \sigma_y / p_0^{\max}$.

This formula allows to define the maximum pressure on the area of contact $p_0^{\max}$, as values of $\bar{\sigma}_d^{\max}, \sigma_y$ are known:

$$p_0^{\max} = \sigma_y / \bar{\sigma}_d^{\max}. \quad (14)$$

If we have yield stress of material σ_y and maximum dimensionless value of design stress $\bar{\sigma}_d^{\max}$ from formula (14), we may obtain corresponding maximum value of contact pressure $p_0^{\max}$. If $p_0^{\max}$ is known from formulae (1) and (2) we may get in case of contact deformation the following formulae for defining corresponding load at length unit $q^{\max}$ and half of width $b^{\max}$:

$$q^{\max} = 2,87(p_0^{\max})^2 K_R / K_E, \quad (15)$$

$$b^{\max} = 1,82 p_0^{\max} K_R / K_E. \quad (16)$$

The numerical results and discussion of the contact deformation problem of sintered PM gears are presented. In Table 1 the calculated from formulae (6) and (8) parameters of gears are given.

Table 1

Parameters of die and PM gears

Parameters of gear	Die gear (1)	PM gear (2)
Module – m	3.5	3,5
Pressure angle	20°	20°
Number of teeth – z	35	21
Pitch (initial) radius – $r = mz/2$, mm	61.25	36,75
Radius of top circle – $r_a = mz/2 + m$, mm	64.75	40,25
Radius of foundation circle $r_0 = (mz/2)\cos 20^\circ$, mm	57.575	34,545
Basic radius of curvature surface of tooth $R_0 = (mz/2)\sin 20^\circ$, mm	20.94	12,57
Radius of curvature surface of tooth top $R_a = (r_a^2 - r_0^2)^{0.5}$, mm	29.62	20,66
Porosity of material - v_0	0	0,1
Young's modulus - E , MPa	$2 \cdot 10^5$	$1.48 \cdot 10^5$

If $E_1 = 2 \cdot 10^5$ MPa [3], $E_0 = 2.1 \cdot 10^5$ MPa [2] and $v_0 = 0.1$, then $E_2 = 1.48 \cdot 10^5$ MPa and $K_E = 0.85 \cdot 10^5$ MPa. If $E_1 = 2 \cdot 10^5$ MPa, $E_0 = 2.1 \cdot 10^5$ MPa and $v_0 = 0$, then $K_E = 1 \cdot 10^5$ MPa. If initial porosity of material $v = 0.1$ and current porosity in case of densification process of PM gear are changed within $0 \leq v \leq 0.1$ the parameter of K_E is changed within: $0.85 \cdot 10^5 \leq K_E \leq 1 \cdot 10^5$ MPa.

In Tab.2 in case of the value of load unit $q = 0.01$ kn/mm and initial porosity of PM gear $v_0 = 0.1$ ($K_E = 0.85 \cdot 10^5$ MPa) the calculated from formulae (4), (9), (2) and (1) values of geometrical parameters of tooth contacts K_R , half of width of the contact area b and contact pressure p_0 are given. In case of number 4 (Fig.1) the four different values of R_1 are examined. It is established that if the top radius of die gear R_1 is considerably smaller than the root radius of PM gear R_2 ($R_1 = 0.25R_2$ and $0.5R_2$), the values of contact pressure p_0 are essentially greater.

Table 2

Parameters of gear contact, when $q=0.01$ kn/mm, $v_0=0.1$

Numbers of contacts	Radiuses of contact (Fig.1), mm		K_R mm	b mm	p_0 MPa
1	$R_{01}=20.94$	$R_{02}=2.57$	7.85	0.0327	195
2	$R_{c1}=\infty$	$R_{a2}=20.66$	20.66	0.053	120
3	$R_{a1}=29.62$	$R_{c2}=\infty$	29.62	0.063	100
4	$R_1=0.5$	$R_2=2.0$	0.67	0.0095	666
	$R_1=1.0$		2.0	0.016	385
	$R_1=1.5$		6.0	0.029	222
	$R_1=1.75$		14.0	0.044	146

The numerical examples for defining values of contact pressure p_0 and sizes of the contact area in elastic deformation of gears under given constant external forces are shown. The values of p_0 at all portions of the strip the tooth surface is different. It is established that selecting the values R_1/R_2 the interval of p_0 can be reduced.

In Table 3 in contact number 1 (Fig. 1) for different initial porosity of PM [1] the calculated maximum values of dimensionless design stress $\bar{\sigma}_d^{\max}$, corresponding contact pressure $P_0^{\max}$ (14), load at length unit $q^{\max}$ (15) and half of width $b^{\max}$ (16), when $K_R=7.85$ mm and $\sigma_y=630$ MPa[6] are given.

Table 3

Parameters of gear contact in case of contact number 1(Fig. 1)

N	Type of Material	Place of dangerous point[1]	$\bar{\sigma}_d^{\max}$ [1]	K_E , MPa	$P_0^{\max}$, MPa	$q^{\max}$, n/mm	$b^{\max}$, mm
1	Usually $v_{01}=0$, $\mu=0.3$	in material	0.56	$1 \cdot 10^5$	1125	277.0	0.156
2	PM $v_{02}=0.1$, $\mu=0.27$	on the surface of contact	1.04	$0.85 \cdot 10^5$	608	97.8	0.102
3	PM $v_{03}=0.2$, $\mu=0.24$	on the surface of contact	1.76	$0.66 \cdot 10^5$	358	43.5	0.077

Table 3 shows that for usual material the first plastic deformation appears in the material and for porous material it appears on the surface of the material, where contact pressure acts. High hydrostatic pressure

influences the porous material and therefore in the plasticity condition the value σ_0 and functions of porosity α and β are present.

The comparison of calculated data shows that for high porosity material the dimensionless value of maximum design stress calculated by formula (13) is greater than the low porosity and pore-free material. Consequently, for high porosity materials the values $p_0^{\max}$, $q^{\max}$ and $b^{\max}$ in accordance with (14)-(16) will be low. This means that for porous material the first plastic deformation appears under essentially little external force : $q_1^{\max}/q_2^{\max} = 2.83$, $q_1^{\max}/q_3^{\max} = 6.37$.

For usual material the high hydrostatic pressures which arise in this technological process, do not play any role, at the same time for porous material the high hydrostatic pressure has an important influence on the technological process. In this case the values of maximum contact pressure considerably decrease.

Summary. The mechanical K_E and geometrical K_R parameters of die and PM tooth contact are determined. It is shown that in case of porosity the material K_E decreases. To define the maximum value of $p_0^{\max}$, the maximum load at length unit $q^{\max}$ and corresponding half of width $b^{\max}$ of contact area, when in the PM gear tooth the first plastic deformations arise, the plasticity condition of real porous materials is used. It is shown that taking into account the value of high hydrostatic pressure in porous material calculation, results of the values of $p_0^{\max}$, $q^{\max}$ and $b^{\max}$ considerably decrease.

The article has been done within the frame work of the DAAD program.

REFERENCES

1. **Petrosyan G., Beiss P.** The investigation of process contact deformation of sintered PM cylinders // Reports of the NAS RA and SEUA. Series of TS.- 2005. - V. 58, N 2. - P. 203-208.
2. **Beiss P., Sander C.** Elastic properties of sintered iron and steel// 1998 PM World Congress.Microstructure.- Shrewsbury, EPMA.- 1998.- V. 2.- P. 552-561.
3. **Roshan Kumar D., Andrew Denise V., Krishna Kumar R., Ashok S.** Simulation of surface densification of PM gears// Society of Automotive Engineers. Inc.- USA.-1990.- P. 55-59.
4. **Petrossian G. L.** Plastic deformation of PM.- Moscow, Metallurgy.- 1988.- 153. (in Russian).
5. **Green R. J.** A plasticity theory for porous solids.- Int. J. Mech. Sci.- 1972.- V. 14.- P. 215.
6. **Petrosyan G., Beiss P., Hambardzumyan A., Badalyan H.** Peculiarities of deformation diagram construction of porous sintered samples from steel powder// Materials of reports at annual scientific conference of SEUA. – Yerevan, Armenia.- 2001.- V.1.- P. 209-210 (in Russian).

SEUA. The material is received on June 15.2004.

Գ.Լ. ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ, Պ. ԲԱՅՍ

**ԵՌԱԿԱԼՎԱԾ ՓՈՇԵՆՑՈՒԹ ԱՏԱՄՆԱՆԻՎՆԵՐԻ ԿՈՆՏԱԿՏԱՅԻՆ ԴԵՖՈՐՄԱՑԻԱՆ
ԳՈՐԾԸՆԹԱՑԻ ԱՌԱՆՁԱՀԱՏԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԸ**

Դիտարկվում են փոշենյութե ատամնանվի՝ մամլամայրային ատամնանվի հետ հպման դեպքում առաձգական դեֆորմացիաների և առաջին պլաստիկ դեֆորմացիաների առաջացման գործընթացների հետազոտման խնդիրները: Որոշվել են այդ ատամնանիվների ատամների հպման մեխանիկական և երկրաչափական բնութագրերը: Փոշենյութե ատամնանվի ատամում առաջին պլաստիկ դեֆորմացման առաջացման դեպքում հպման առավելագույն ճնշման և այլ պարամետրերի որոշման համար օգտագործվում է իրական ծակոտկեն նյութերի պլաստիկության պայմանը: Բերված է թվային օրինակ:

Г. Л. ПЕТРОСЯН, П. БАЙС

**ОСОБЕННОСТИ КОНТАКТНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ИЗ СПЕЧЕННОГО
ПОРОШКОВОГО МАТЕРИАЛА**

Рассматриваются вопросы исследования задач упругого деформирования и появления первой пластической деформации в процессе контакта порошково-металлического и матричного зубчатых колес. Определены механические и геометрические параметры контакта зубьев зубчатых колес. Для определения максимального давления и других параметров контакта зубьев порошково-металлического зубчатого колеса использовано условие пластичности реальных пористых материалов. Приведен численный пример.

Б.С. БАЛАСАНЯН, С.Ш. ХРИСТАФОРЯН, Э.С. ХРИСТАФОРЯН,
А.Б. БАЛАСАНЯН

УПРАВЛЕНИЕ ПЕРЕМЕННОСТЬЮ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ МАТЕРИАЛОВ МНОГОЛЕЗВИЙНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ

Для единичного импульса силы резания, включающего три линейных участка, получены зависимости суммарной силы резания многолезвийного инструмента от угла его поворота, которые с весьма высокой степенью точности описывают модель процесса многолезвийной обработки и могут быть использованы в качестве функций управления переменностью силы резания и общей нагруженности обрабатывающей системы.

Ключевые слова: единичный импульс, сила, резание, многолезвийный инструмент, переменность, одновременно режущие зубья.

Для большинства обрабатывающих систем силовые воздействия непосредственно от процесса резания являются одним из основных возмущающих воздействий, оказывающих непосредственное влияние на качество формируемой поверхности, точность обработки, а также на динамику и износостойкость металлорежущего оборудования. Наиболее интенсивные колебания силы наблюдаются в случае прерывистого резания многолезвийным инструментом, что обусловлено периодичностью работы режущих зубьев инструмента, и имеют характер периодически повторяющихся импульсов с периодом, большим, равным или меньшим длительности единичного импульса [1]. К сожалению, из-за большого разнообразия процессов резания многолезвийным инструментом, в общем отличающихся формой единичного импульса силы резания, задача установления функций управления неравномерностью процесса резания многолезвийным инструментом до настоящего времени остается пока не законченной.

В этой связи на основе графоаналитического метода определения неравномерности резания материалов многолезвийным инструментом [2] рассмотрен вопрос влияния совокупности единичных импульсов силы резания, включающих три линейных участка ее изменения, на суммарную силу резания от действия всех одновременно режущих зубьев инструмента. При этом в течение времени поворота режущего инструмента на угол φ_1 сила резания нарастает от нуля до некоторого cP_0 , в течение же времени поворота режущего инструмента на угол φ_{12} она вторично нарастает от cP_0 до своего наибольшего значения P_0 , и после поворота инструмента на угол φ_0 сила спадает до нуля.

Для решения поставленной задачи сила резания i -го единичного импульса в зависимости от угла поворота φ режущего инструмента описана выражением

$$P_i(\varphi) = \begin{cases} cP_0\varphi/\varphi_1, \varphi \in [(i-1)\alpha, \varphi_1 + (i-1)\alpha], \\ (c + (1-c)\varphi)P_0/\varphi_2, \varphi \in [\varphi_1 + (i-1)\alpha; \varphi_1 + \varphi_2 + (i-1)\alpha], \\ (1 - \varphi/(\varphi_0 - \varphi_1 - \varphi_2))P_0, \varphi \in [\varphi_1 + \varphi_2 + (i-1)\alpha, \varphi_0 - \varphi_1 - \varphi_2 + (i-1)\alpha], \\ 0, \varphi \in [\varphi_0 - \varphi_1 - \varphi_2 + (i-1)\alpha; \infty], \end{cases} \quad (1)$$

где α - угловой шаг режущего инструмента.

При этом аналитическая зависимость суммарной силы резания от угла поворота φ режущего инструмента при работе всех одновременно режущих зубьев может быть определена как сумма

$$P(\varphi) = \sum_{i=1}^{Z_0} P_i(\varphi). \quad (2)$$

На основе выражений (1) и (2) разработана программа, посредством которой проведено графическое определение $P(\varphi)$. В качестве задаваемых параметров программы приняты $c, P_0, \alpha, \varphi_1, \varphi_2, \varphi_0$ и шаг построения точек графиков $\Delta\varphi$, по которым определены: углы $\varphi_{12} = \varphi_1 + \varphi_2$, $\varphi_{23} = \varphi_2 + \varphi_3$ и условные числа одновременно режущих зубьев инструмента $Z_0, Z_1, Z_2, Z_3, Z_{12}, Z_{23}$ (далее числа одновременно режущих зубьев инструмента) посредством соотношений $Z_0 = \varphi_0/\alpha$, $Z_1 = \varphi_1/\alpha$, $Z_2 = \varphi_2/\alpha$, $Z_3 = \varphi_3/\alpha$, $Z_{12} = \varphi_{12}/\alpha$ и $Z_{23} = \varphi_{23}/\alpha$. На основе разработанной программы с шагом $\Delta\varphi = 0,005$ построено более чем 2000 графиков $P(\varphi)$, некоторые из которых приведены на рис.1.

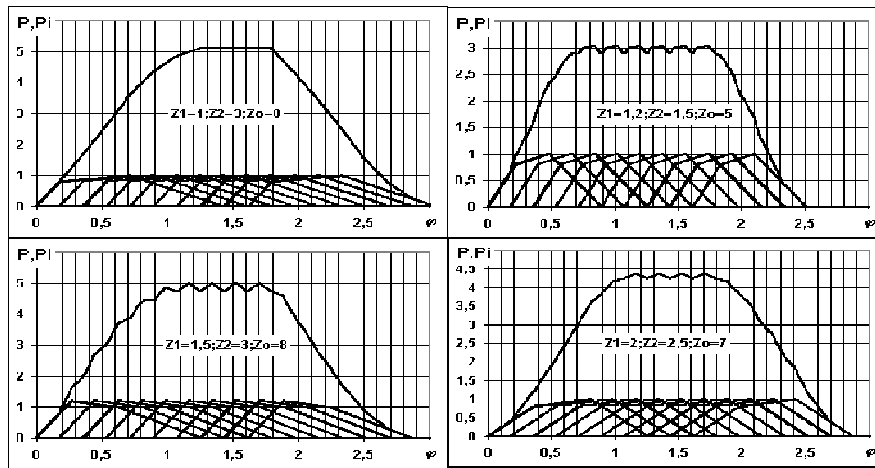


Рис.1. Графические зависимости силы резания от угла поворота инструмента для единичных импульсов силы резания, включающих три линейных участка

Тщательный анализ этих графиков показал, что периодическое изменение суммарной силы резания имеет форму ломаной линии, параметры которой характеризуются четырьмя основными точками K_1, K_2, G_1, G_2 на оси φ (рис.2). При этом K_1 соответствует моменту выхода работающего зуба режущего инструмента из контакта с деталью; K_2 - моменту входа в контакт с обрабатываемой деталью нового режущего зуба; G_1 - моменту изменения условий резания, то есть началу второго этапа нарастания силы резания; G_2 - моменту достижения единичного импульса силы резания своего наибольшего значения. Период изменения суммарной силы резания в большинстве случаев равен времени поворота режущего инструмента на угол α , а в некоторых – на угол $0,5\alpha$.

Установлено также, что если в качестве точки отсчета принять G_2 , а взаимное расположение и чередование точек K_1, K_2, G_1, G_2 относительно друг друга определить сравнением отрезков G_1G_2, K_1G_2 и K_2G_2 , то возможны 26 вариантов чередования отмеченных точек, что представляет собой достаточно сложную задачу. Поэтому, с целью упрощения вычислений, суммарная сила резания P_{K1} в точке K_1 представлена в виде суммы $P_{K1} = P_{K1}^{(1)} + P_{K1}^{(2)} + P_{K1}^{(3)}$, где $P_{K1}^{(1)}, P_{K1}^{(2)}, P_{K1}^{(3)}$ - составляющие суммарной силы резания в точке K_1 соответственно от первого, второго и третьего участков импульса силы резания. Аналогично, $P_{K2} = P_{K2}^{(1)} + P_{K2}^{(2)} + P_{K2}^{(3)}$, $P_{G1} = P_{G1}^{(1)} + P_{G1}^{(2)} + P_{G1}^{(3)}$, $P_{G2} = P_{G2}^{(1)} + P_{G2}^{(2)} + P_{G2}^{(3)}$.

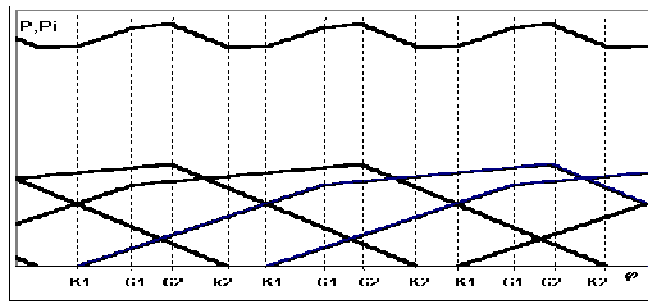


Рис.2. Характерные точки единичных импульсов силы резания, включающих три линейных участка

Такой подход к определению силы резания позволяет упростить поставленную задачу, так как в каждой точке составляющие силы резания будут зависеть только от взаимного расположения всего двух точек относительно друг друга или относительно точки G_2 . При этом величины G_1G_2 , K_1G_2 и K_2G_2 могут быть определены из выражений $G_1G_2 = (Z_2 - Z_2^-)\alpha$, $K_1G_1 = (Z_1 - Z_1^-)\alpha$, $K_1G_2 = (Z_{12} - Z_{12}^-)\alpha$, $K_2G_2 = (Z_3^+ - Z_3)\alpha$ (здесь и далее верхние индексы (-) и (+) показывают округление основания соответственно вниз или вверх). С учетом этого получены следующие выражения для расчета суммарной силы резания в соответствующих характерных точках:

- сила резания в точке K_1 :

$$P_{K1} = \begin{cases} 0,5Z_1^-(Z_1^- + 1)b_{01}, Z_1 - Z_1^- > 0, \\ 0,5Z_1^-(Z_1^- + 1)b_{01} - cP_0, Z_1 - Z_1^- = 0, \end{cases} + \\ + \begin{cases} (cP_0 + b_{12})Z_2^- + 0,5Z_2^-(Z_2^- - 1)b_{02}, Z_{12} - Z_{12}^- > Z_2 - Z_2^-, \\ (cP_0 + b_{12})(Z_2^- + 1) + 0,5Z_2^-(Z_2^- + 1)b_{02}, Z_{12} - Z_{12}^- \leq Z_2 - Z_2^-, \end{cases} + \\ + \begin{cases} b_{13}(Z_3^- + 1) + 0,5Z_3^-(Z_3^- + 1)b_{03}, Z_3 - Z_3^- \geq Z_{12}^+ - Z_{12} > 0, \\ b_{13}Z_3^- + 0,5Z_3^-(Z_3^- - 1)b_{03}, Z_{12}^+ - Z_{12} > Z_3 - Z_3^- > 0, \\ b_{13}(Z_3^- + 1) + 0,5Z_3^-(Z_3^- + 1)b_{03} - P_0, Z_3 - Z_3^- \geq Z_{12}^+ - Z_{12} = 0, \end{cases} \quad (3)$$

где $b_{01} = cP_0 / Z_1$, $b_{02} = (1 - c)P_0 / Z_2$, $b_{12} = (1 - c)(Z_1^+ - Z_1)P_0 / Z_2$, $b_{03} = P_0 / Z_3$,
 $b_{13} = (Z_0 - Z_0^-)P_0 / Z_3$;

- сила резания в точке K_2 :

$$P_{K2} = \begin{cases} b_{31}(Z_1^- + 1) + 0,5Z_1^-(Z_1^- + 1)b_{01}, Z_1 - Z_1^- \geq Z_{23}^+ - Z_{23} > 0, \\ b_{31}Z_1^- + 0,5Z_1^-(Z_1^- - 1)b_{01}, Z_{23}^+ - Z_{23} > Z_1 - Z_1^- > 0, \\ b_{31}(Z_1^- + 1) + 0,5Z_1^-(Z_1^- + 1)b_{01} - cP_0, Z_1 - Z_1^- \geq Z_{23}^+ - Z_{23} = 0 \end{cases} + \\ + \begin{cases} (cP_0 + b_{32})(Z_2^- + 1) + 0,5Z_2^-(Z_2^- + 1)b_{02}, Z_2 - Z_2^- > Z_3^+ - Z_3, \\ (cP_0 + b_{32})Z_2^- + 0,5Z_2^-(Z_2^- - 1)b_{02}, Z_2 - Z_2^- < Z_3^+ - Z_3, \\ 0,5Z_2^-(Z_2^- + 1)b_{02}, Z_2 - Z_2^- = Z_3^+ - Z_3 \end{cases} + \\ + \begin{cases} 0,5Z_3^-(Z_3^- + 1)b_{03}, Z_3 - Z_3^- > 0, \\ 0,5Z_3^-(Z_3^- + 1)b_{03} - P_0, Z_3 - Z_3^- = 0, \end{cases} \quad (4)$$

где $b_{31} = cP_0(Z_0 - Z_0^-) / Z_1$,

$$b_{32} = \begin{cases} (1 - cP_0)(Z_2 - Z_2^- + Z_3 - Z_3^+) / Z_2, Z_2 - Z_2^- > Z_3^+ - Z_3, \\ (1 - cP_0)(Z_2 - Z_2^- + Z_3 - Z_3^-) / Z_2, Z_2 - Z_2^- < Z_3^+ - Z_3, \\ 0, Z_2 - Z_2^- = Z_3^+ - Z_3; \end{cases}$$

- сила резания в точке G_1 :

$$P_{G1} = \begin{cases} Z_1^-b_{21} + 0,5Z_1^-(Z_1^- - 1)b_{01}, Z_1 - Z_1^- > 0, \\ Z_1^-b_{21} + 0,5Z_1^-(Z_1^- + 1)b_{01} - cP_0, Z_1 - Z_1^- = 0, \end{cases} + \\ + b_{23}(Z_3^- + 1) + 0,5Z_3^-(Z_3^- + 1)b_{03} + \\ + \begin{cases} b_{23}(Z_3^- + 1) + 0,5Z_3^-(Z_3^- + 1)b_{03}, Z_3 - Z_3^- \geq Z_2^+ - Z_2 > 0, \\ b_{23}Z_3^- + 0,5Z_3^-(Z_3^- - 1)b_{03}, Z_2^+ - Z_2 > Z_3 - Z_3^- > 0, \\ b_{23}(Z_3^- + 1) + 0,5Z_3^-(Z_3^- + 1)b_{03} - P_0, Z_3 - Z_3^- \geq Z_2^+ - Z_2 = 0, \end{cases} \quad (5)$$

где $b_{21} = G_1L_1 = cP_0(Z_1 - Z_1^-) / Z_1$,

$$b_{23} = \begin{cases} (1 - cP_0)(Z_2 - Z_2^- + Z_3 - Z_3^-)/Z_3, Z_3^+ - Z_3 > Z_2 - Z_2^-, \\ (1 - cP_0)(Z_2 - Z_2^- - Z_3^+ - Z_3)/Z_3, Z_2 - Z_2^- > Z_3^+ - Z_3, \\ 0, Z_3^+ - Z_3 > Z_2 - Z_2^-; \end{cases}$$

- сила резания в точке G_2 :

$$P_{G2} = \begin{cases} b_1 Z_1^- + 0,5 Z_1^- (Z_1^- + 1) b_{01}, Z_2 - Z_2^- > Z_{12} - Z_{12}^- \geq 0, \\ b_1 Z_1^- + 0,5 Z_1^- (Z_1^- - 1) b_{01}, Z_{12} - Z_{12}^- \geq Z_2 - Z_2^- > 0, \\ b_1 (Z_1^- + 1) + 0,5 Z_1^- (Z_1^- + 1) b_{01} - cP_0, Z_{12} - Z_{12}^- = Z_2 - Z_2^- = 0, \end{cases} + \quad (6)$$

$$+ (cP_0 + b_2)(Z_2^- + 1) + 0,5 Z_1^- (Z_1^- + 1) b_{02} + b_3 (Z_3^- + 1) + 0,5 Z_3^- (Z_3^- + 1) b_{03} - P_0,$$

где $b_1 = cP_0(Z_{12} - Z_{12}^-)/Z_1$, $b_2 = (1 - c)P_0(Z_2 - Z_2^-)/Z_2$, $b_3 = P_0(Z_3 - Z_3^-)/Z_3$.

Для большого числа случаев единичных импульсов силы резания с помощью полученных аналитических зависимостей были построены графики $dP, P_{G1}, P_{G2}, P_{K1}, P_{K2}$ и средней силы резания P_{cp} от Z_0 (рис.3). Видно, что переменность силы резания носит резко выраженный неравномерный и экстремальный характер. При этом при определенных значениях Z_0 переменность силы резания равна нулю, то есть имеет место равномерное резание. В случае, когда $Z_1 : Z_2 : Z_3 = 1 : 1 : 1$ (рис.3), максимальная величина переменности силы резания имеет место, когда $Z_0 = 2, Z_0 = 4, Z_0 = 5, Z_0 = 7, Z_0 = 8$ и т.д., в то время как при $Z_0 = 3, Z_0 = 6, Z_0 = 9$ и т.д. переменность силы резания равна нулю, и имеет место равномерное резание. Если $Z_1 : Z_2 : Z_3 = 1 : 2 : 1$ или $Z_1 : Z_2 : Z_3 = 2 : 1 : 1$, то условие равномерного резания имеет место при $Z_0 = 4, Z_0 = 8, Z_0 = 12$, а при остальных целых Z_0 переменность силы резания имеет максимальные значения.

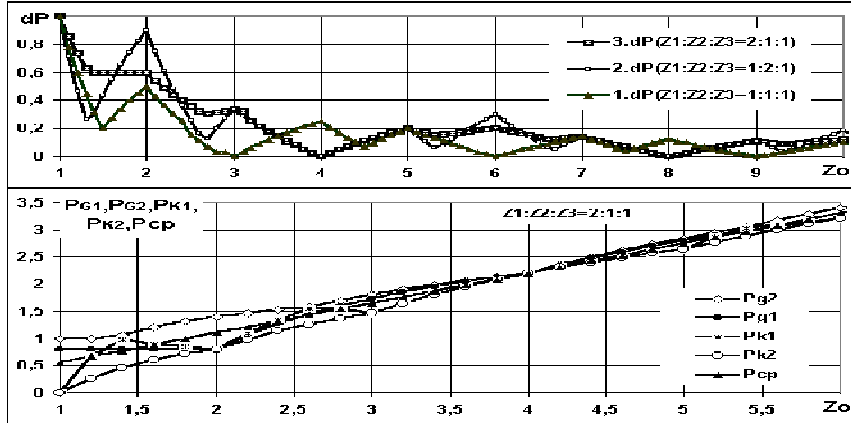


Рис.3. Характерные зависимости изменения $dP, P_{G1}, P_{G2}, P_{K1}, P_{K2}, P_{cp}$ от Z_0

При $Z_1 : Z_2 : Z_3 = 2 : 3 : 3$, $Z_1 : Z_2 : Z_3 = 2 : 3 : 4$ и $Z_1 : Z_2 : Z_3 = 2 : 3 : 5$ условие равномерного резания имеет место соответственно при $Z_0 = 8$, $Z_0 = 9$, $Z_0 = 10$. Нетрудно заметить, что периодически условие равномерного резания имеет место, когда $Z_0^{(i)}$ (здесь i - порядковый номер условия равномерного резания) кратно сумме Z_1 , Z_2 и Z_3 , то есть

$$Z_0^{(i)} = (Z_1 + Z_2 + Z_3)i, i \in Z, \quad (7)$$

что было подтверждено также большим числом других условий резания.

В дальнейшем было установлено, что для равномерного резания выполнение (7) является необходимым, но недостаточным. Например, если переписать $Z_1 : Z_2 : Z_3 = 2 : 3 : 3$ в виде $Z_1 : Z_2 : Z_3 = 1 : 1,5 : 1,5$, то при $Z_0 = 4$ переменность силы резания равна $0,2P_0$, то есть имеет место неравномерное резание. Дальнейшие поиски показали, что для обеспечения равномерного резания наряду с выполнением условия (8) необходимо также, чтобы Z_1 , Z_2 и Z_3 одновременно были бы натуральными числами. Таким образом, условие равномерного резания можно представить в виде

$$\begin{cases} Z_0^{(i)} = (Z_1 + Z_2 + Z_3)i, i \in Z, \\ Z_1 \in N, Z_2 \in N, Z_3 \in N. \end{cases} \quad (8)$$

Проведенный анализ показал также, что при определенных нецелых Z_0 обработка практически осуществляется с минимальной переменностью силы резания. При этом в пределах каждого $Z_0^{(i)}$ имеется $Z_0^{(i)} - 1$ точек, соответствующих максимальной переменности силы резания, и $Z_0^{(i)} - 2$ точек, соответствующих минимальной переменности силы резания. Поэтому период $T_{Z_{\min}}$ повторения точек минимума переменности силы резания можно определить с помощью формулы

$$T_{Z_{\min}} = Z_0^{(1)} / (Z_0^{(1)} - 1). \quad (9)$$

Полученные зависимости, а также методика исследования могут быть использованы и для других процессов, где имеет место одновременная периодическая работа нескольких рабочих органов, выходной параметр которого для одного рабочего органа имеет форму единичного импульса, включающего три линейных участка, например, при расчете неравномерности хода различных насосов, компрессоров, двигателей внутреннего сгорания и т.д.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Колев К.С., Горчаков Л.М.** Точность обработки и режимы резания. -М.: Машиностроение, 1976. -146 с.
2. **Баласаниян Б.С.** Графоаналитический метод определения неравномерности резания материалов многолезвийным инструментом // Проблемы прикладной механики. -Тбилиси, 2002. -Т.2, №7. -С. 65-68.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 25.02.2004.

**Բ.Ս. ԲԱԼԱՍՅԱՆՅԱՆ, Ս.Շ. ՔՐԻՍՏԱՖՈՐՅԱՆ, Է.Ս. ՔՐԻՍՏԱՖՈՐՅԱՆ,
Ա.Բ. ԲԱԼԱՍՅԱՆ**

**ԿՏՐՄԱՆ ՈՒԺԻ ՓՈՓՈԽԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ԿԱՌԱՎԱՐՈՒՄԸ ՆՅՈՒԹԵՐԻ՝ ԲԱԶՄԱՄԱՅՐ ԿՏՐՈՂ ԳՈՐԾԻՔՈՎ
ՄՇԱԿՄԱՆ ԺԱՄԱՆԱԿ**

Ստացված են բազմասայր կտրող գործիքի կտրման գումարային ուժի կախվածությունները նրա պտտման անկյունից՝ երեք գծային տեղամաս ներառող միավոր կտրման ուժի իմպուլսի համար, որոնք բարձր ճշտությամբ նկարագրում են բազմասայր մշակման գործընթացի մոդելը և կարող են կիրառվել որպես կտրման ուժի փոփոխականության և մշակող համակարգի ընդհանուր բեռնվածության կառավարման ֆունկցիա:

**B.S. BALASANYAN, S.Sh. KRISTAFORYAN, E.S. KRISTAFORYAN,
A.B. BALASANYAN**

**CUTTING POWER VARIABILITY CONTROL FOR MATERIAL PROCESSING BY A
MULTIBLADE TOOL**

For a single impulse of cutting power, including three linear parts, the dependences of total cutting power of multiblade tool on its turning angle are obtained. They describe the model of multiblade processing with high precision and can be used as the function of cutting power variability control and total loading of the processing system.

Մ.Գ. ՍՏԱԿՅԱՆ, Մ.Ա. ՄԱՆՈՒԿՅԱՆ, Ա.Զ. ՌԱՄՍԱԶՅԱՆ

ԼԻՄԵՆՆԵՐՈՒՄ ՃԱՔԵՐԻ ԶԱՐԳԱՑՄԱՆ ՎՐԱ ԱԶԴՈՂ ԳՈՐԾՈՆՆԵՐԻ ՀԱՇՎԵԳՐԱՖԻԿԱԿԱՆ ԳՆԱՀԱՏՈՒՄԸ

Քննարկված են լիմեններում ճաքագոյացման և զարգացման վրա ազդող գործոնների (լարումների կուտակում, մասշտաբային երևույթ, ամրացնող տեխնոլոգիայի տեսակ և այլն) քանակական գնահատումն ապահովող գործակիցների ֆունկցիաների ստացման եղանակները: Դրանցում համեմատված են քայքայման նույն փուլին վերաբերող, բայց տարբեր գործոնների առկայության դեպքում ամրության և երկարակեցության հավանական արժեքները: Դասակարգված են այդ ֆունկցիաների տեսքերը և մշակված է դրանց պարամետրերի հաշվարկի համակարգչային ծրագիրը: Կազմված է նոմոգրամ այդ գործակիցների գրաֆիկական որոշման համար:

Առանցքային բառեր. հոգնաձային քայքայման փուլ, ճաքագոյացման վրա ազդող գործոն, վնասվածքային քվանտիլային զծեր, ծրագրային միջոցներ, նոմոգրամ:

[1, 2]-ում ուսումնասիրված են տարբեր գործոնների ազդեցությունները լիմենների հոգնաձային քայքայման գործընթացի վրա ճաքերի զարգացման $I-IV$ փուլերում, ինչպես նաև փորձարարական տվյալներով ստացված համեմատական վնասվածքային քվանտիլային զծերի համակարգը՝

$$\lg N = (\lg N_{v(vf)} + Z_P S_{Nv(vf)}) - (\overline{m_{v(vf)}} + Z_P S_{mv(vf)})(\lg \sigma - \overline{\lg \sigma_{v(vf)}}) = C_{v(vf)} - m_{v(vf)} \lg \sigma, \quad N < N_{Gv(vf)}, \quad (1)$$

$$C_{v(vf)} = \overline{C_{v(vf)}} + Z_P S_{Cv(vf)}, \quad m_{v(vf)} = \overline{m_{v(vf)}} + Z_P S_{mv(vf)},$$

$$\lg \sigma_{R(f)} = \lg [\overline{\sigma_{R(f)}} (1 + Z_P v_{\sigma(f)})], \quad \lg N_{Gv(vf)} = C_{v(vf)} - m_{v(vf)} \lg \sigma_{R(f)}, \quad (2)$$

$$N \geq N_{Gv(vf)} :$$

Նշենք N ցիկլային երկարակեցությունների և σ գերլարումների այն տիրույթները, որոնց սահմաններում այդ ֆունկցիաներն անփոփոխ են մնում՝

$$\begin{aligned} \text{I} - & \quad N < N_{Gvf} \quad (N < N_{Gv}), \quad \sigma > \sigma_{Rf} \quad (\sigma > \sigma_R), \\ \text{II} - & \quad N_{Gvf} \leq N \leq N_{Gv} \quad (N_{Gv} \leq N \leq N_{Gvf}), \quad \sigma_{Rf} \geq \sigma \geq \sigma_R \quad (\sigma_R \geq \sigma \geq \sigma_{Rf}), \\ \text{III} - & \quad N > N_{Gv} \quad (N > N_{Gvf}), \quad \sigma < \sigma_R \quad (\sigma < \sigma_{Rf}): \end{aligned}$$

Այս տիրույթներից յուրաքանչյուրում հարաբերական ամրության և երկարակեցության գործակիցները հաշվարկվում են տարբեր բանաձևերով՝

$$\begin{aligned} \text{I} - \lg K_{\sigma v} &= S_{v1} - M_{v1} \lg N, & \lg K_{Nv} &= \Delta C_{v1} - \Delta m_v \lg \sigma, \\ \text{II} - & & \lg K_{Nv} &= \Delta C_{v2} + \Delta m_{vf} \lg \sigma, \\ \lg K_{\sigma v} &= S_{v2} - M_{v2} \lg N (= S'_{v2} + M'_{v2} \lg N), & & \\ \text{III} - \lg K_{\sigma v} &= S_{v1} - \Delta(\lg N_{Gv}/m_v) = \text{const}, & \lg K_{Nv} &= \Delta C_{v1} - \Delta(m_v \lg \sigma_R) = \text{const}, \\ \text{որտեղ } S_{v1} &= \pm(C_v/m_v - C_{vf}/m_{vf}), \quad S_{v2} = S_{v1} + (\lg N_{Gvf \rightarrow Gv}/m_{vf \rightarrow v}), \end{aligned} \quad (3)$$

$$\Delta C_{v1} = \pm(C_v - C_{vf}), S'_{v2} = S_{v1} - (\lg N_{Gvf, Gv} / m_{vf, v}), M_{v1} = (1/m_v - 1/m_{vf}),$$

$$M_{v2} = 1/m_{v, vf}, M'_{v2} = 1/m_{vf, v}, \Delta C_{v2} = \Delta C_{v1} - m_{v, vf} \lg \sigma_{R, Rf}, \quad (4)$$

$$\Delta m_v = \pm(m_v - m_{vf}), \Delta(m_v \lg \sigma_R) = \pm(m_{vf} \lg \sigma_{Rf} - m_v \lg \sigma_R):$$

(1) – (3) համակարգերում առկա են ֆունկցիաների և դրանց պարամետրերի փոխկապակցությունները, որոնք փաստորեն հոգնածային քայքայման գործընթացի փուլերի վրա ազդող այս կամ այն գործոնի քանակական գնահատումները բնութագրող մաթեմատիկական մոդելի բաղադրամասերն են: Պարամետրական տեսքով այն կարելի ներկայացնել՝

$$F(K_{\sigma v}, K_{Nv}, C_{v(vf)}, m_{v(vf)}, \sigma_{R(f)}, v_{\sigma(f)}, \sigma, N, z_p) = 0, \quad (5)$$

ուր որպես արգումենտներ հանդես են գալիս ցիկլային երկարակեցությունները և գերլարումները (N, σ) , իսկ պարամետր՝ նորմալ բաշխման z_p քվանտիլը: Այս հանգամանքը թույլ է տալիս հաշվարկային և նախագծային ընթացակարգերում երկու մոտեցում ցուցաբերել:

1. Համեմատաբար պարզ, բայց մեծածավալ վիճակագրական հաշվարկներ կատարելու նպատակով կազմվում են հետևյալ ալգորիթմը և համակարգչային ծրագիրը:

Համեմատական (ելքի և հետագոտվող գործոնի ազդեցությամբ) հոգնածային փորձարկումների և ֆիզիկական չափումների (էլեկտրաինդուկտիվային, մագնիսական, գերձայնային և այլն) արդյունքով կազմվում են 4-ական երկչափ տվյալների համախմբեր, որոնք համապատասխանում են հոգնածային քայքայման 4 փուլերին՝ $\{\sigma_{i(f)}, N_{iv(vf)}\}$, $i = \overline{1, n}$, $v = \overline{1...4}$, որտեղ n -ը փորձարկումների ծավալն է: Այդ համախմբերը $(\lg N - \lg \sigma)$ համակարգում մշակվում են հանրահայտ հարաբերակցական վերլուծության մեթոդներով և ստացվում են վնասվածքային քվանտիլային թեք տեղամասերի (1) հավասարումների պարամետրերը $P(N) = 10...99,9\%$ հավանականությունների մակարդակների միջակայքում ($z_p = -1,28...3,09$): Նույն ձևով, համաձայն (2)-ի հաշվարկում են քվանտիլային գծերի ընդհանուր հորիզոնական պարամետրերը: Հստ (3), (4)-ի, σ և N արժեքների *I-III* տիրույթների համար ստանում են $K_{\sigma v} = f(N, z_p)$ և $K_{Nv} = \varphi(\sigma, z_p)$ ֆունկցիաների հավանականային պարամետրերը, իսկ դրանցով էլ՝ $K_{\sigma v}$ -ի արժեքները $N = 10^5, 10^6, N_{Gv(vf)}$ -ի և K_{Nv} -ի արժեքները $\sigma = 1,5\sigma_{R(f)}, 1,25\sigma_{R(f)}, \sigma_{R(f)}$ նշագրված մեծությունների դեպքերում: Ծրագիրը հնարավորություն է տալիս նաև σ , N և z_p -ի ցանկացած նախօրոք տրված արժեքների համար կատարել առավել ծանրաբեռնված և պատասխանատու մեքենամասերի և հանգույցների ամրության և երկարակեցության հավանական գնահատումը՝ նախագծվող կամ էլ գործող մեքենայի հուսալիության ողջ համակարգում:

Նշված հաշվարկային գնահատումների համար MathCad ստանդարտացված ծրագրով ստեղծված է SMMM համակարգչային ծրագիրը (2 418 կԲթ):

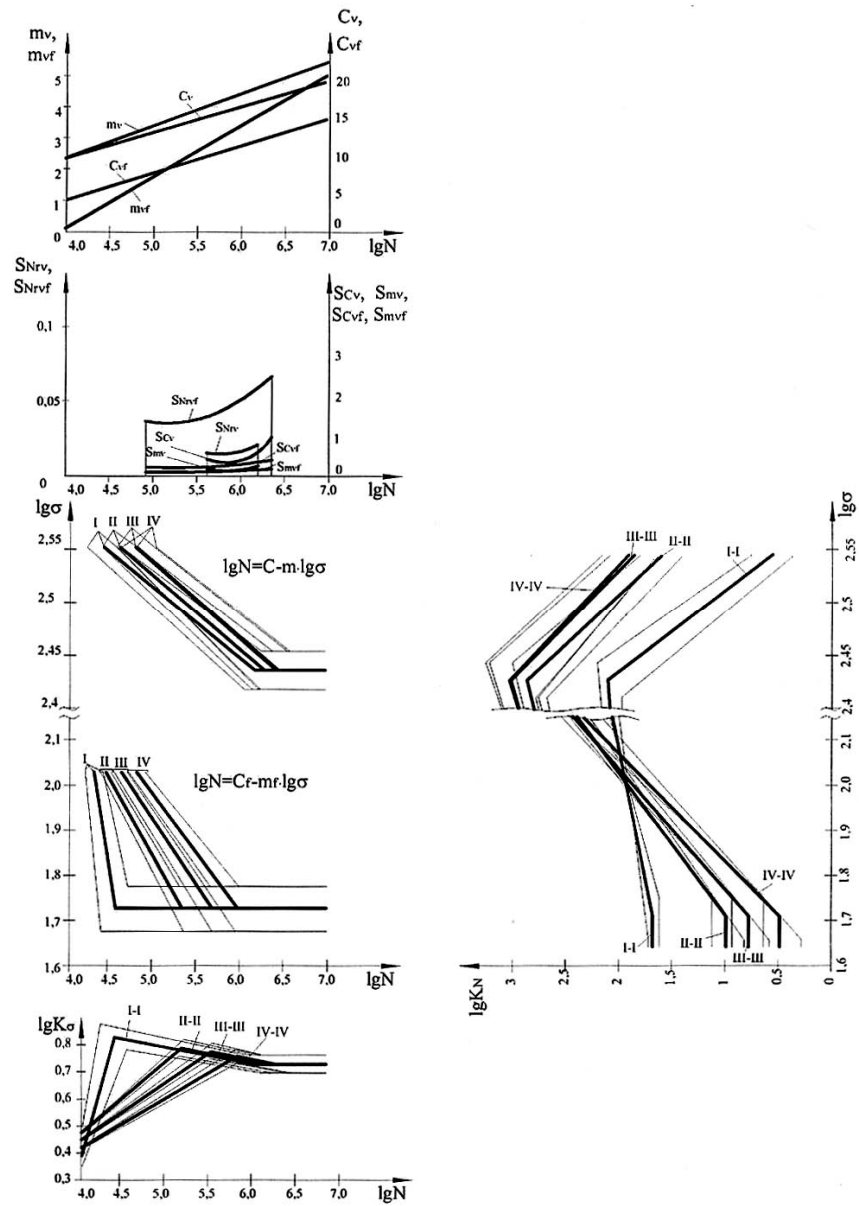
2. Օգտագործելով (5)-ում առկա պարամետրական կապերը, արագ և լավարկային լուծումների հանգելու նպատակով, որոնք առավել գործածելի են որոնողական հետազոտություններում, փորձարարական գործընթացներում և

արտադրական պայմաններում, նպատակահարմար է օգտվել նոմոգրաֆիկական մեթոդներով ստացվող գրաֆիկական լուծումներից և կառուցել համապատասխան նոմոգրամներ: Դրանք թույլ են տալիս որոշակի դասի կառուցվածքային պողպատներից պատրաստված մեքենամասերի և հանգույցների խմբերի համար համեմատաբար պարզ և մատչելի գրաֆիկական եղանակներով անմիջապես ստանալ (3)-ով բնութագրվող K_{σ_v} և K_{N_v} գործակիցների հավանական արժեքները (σ , N) երկչափ տիրույթի ցանկացած կետի համար՝ շրջանցելով մեծածավալ հաշվարկային ընթացակարգերը:

Այս առումով ստեղծված է մի նոմոգրամ, որն ամփոփում է հոգնածային փորձարկումների և դրանց զուգընթաց՝ ճաքագոյացման և զարգացման գործընթացները հետևող և չափագրող ֆերոգոնդային սարքից ստացված փորձարարական տվյալների ողջ համալիրը: Որպես ելքային վերցված են 36թհ2 մակնիշի պողպատյա հարթ փորձանմուշների ($d=12$ մմ, $\sigma_B=810$ ՄՊա, $\sigma_T=520$ ՄՊա, $HB=200..215$) բարձակային ծոմամբ հոգնածային փորձարկումների [3], իսկ որպես համեմատական՝ նույն պողպատից և բեռնվածության ռեժիմով՝ հորատային խողովակաշարերի պարուրակային միացությունների ($D=113,03$ մմ, $\delta=10$ մմ, $G4-A$ մակնիշի պարուրակ, թԿհՁ 631-75՝ $D/d=1,034$, $r/d0,003$, $\omega=60^\circ$, $\alpha_\sigma=3,35$) բնօրինակային փորձարկումների արդյունքները (աղյուսակ) [4]:

Նույն SMMM ծրագրում որպես ինքնավար գործող ենթածրագիր նախատեսված է դիտարկվող վիճակագրական ցուցանիշների և գործակիցների գրաֆիկական գնահատման մի բաժին, ուր արդեն (1) – (4)-ով հաշվարկված մեծություններով և MathCad ստանդարտ ծրագրով կառուցվում է ողջ նոմոգրամը: Դրա առանձին հատվածների հարմարադասման ընթացքում պահպանվել է նոմոգրաֆիայի հիմնական սկզբունքը՝ դիտարկվող ֆունկցիաների այնպիսի հանգուցային և ծայրամասային դասավորություն, որը զոնե մեկ ընդհանուր կոորդինատային առանցքի առկայության դեպքում թույլ կտա առանց լրացուցիչ և բարդ կառուցումների միանգամից ապահովել գրաֆիկական ընթացակարգը մեկ քառորդամասից մյուսին անցնելու դեպքում: Նոմոգրամի 1-ին քառորդամասում տրված են ելքային և համեմատական վնասվածքային քվանտիլային գծերի ընտանիքների I-IV փուլերի թեք և հորիզոնական տեղամասերի համար՝ համաձայն (1), (2)-ի, իսկ 2-րդ և 3-րդ քառորդամասերում՝ համապատասխանաբար $K_{\sigma_v}=f(N, z_p)$ և $K_{N_v}=\varphi(\sigma, z_p)$ ֆունկցիաների ընտանիքները $P(N)=10, 50$ և $99,9\%$ հավանականությունների մակարդակներով ($z_p=-1,28, 0$, և $3,09$) ըստ (3)-ի (նկ.):

Այսպիսով, SMMM համակարգչային ծրագիրը թույլ է տալիս դիտարկել և իրակա-նացնել տարաբնույթ ուղիղ և հակադարձ հաշվեգրաֆիկական ընթացակարգեր, որոնք բխում են որոշակի ճարտարագիտական հիմնախնդրի լուծման տրամաբանությունից, և դրա արդյունքով առաջադրել լավարկային կամ կանխագուշակային լուծումներ:



Նկ. $F(K_{\sigma v}, K_{Nv}, C_{v(vf)}, m_{v(vf)}, \sigma_{R(f)}, v_{\sigma(f)}, \sigma, N, z_p) = 0$ նունդրամ

Հոգնածային փորձարկումների արդյունքները

N	(1), (2)-ի վիճակագրական ցուցանիշներ	Հոգնածային քայքայման փուլեր			
		I	II	III	IV
1	$\bar{\sigma}_R / \bar{\sigma}_{Rf}$	260 ՄՊա/40 ՄՊա			
2	$v_\sigma / v_{\sigma f}$	0,03/0,09			
3	$\bar{C}_v$	15,6748	16,0624	16,5133	17,8333
	$\bar{C}_{vf}$	7,3936	10,3192	11,5704	12,5514
4	$\bar{m}_v$	4,1486	4,2096	4,3125	4,8333
	$\bar{m}_{vf}$	1,5421	2,9310	3,4667	3,8725
5	$\bar{\lg N}_{Gv}$	5,6560	5,8962	6,0986	6,2020
	$\bar{\lg N}_{Gvf}$	4,9230	5,6237	6,0164	6,3473
6	$\bar{S}_{Cv}$	0,5929	0,6158	0,6689	1,1401
	$\bar{S}_{Cvf}$	0,3434	0,3616	0,4758	0,6179
7	$\bar{S}_{mv}$	0,2287	0,2372	0,2577	0,4435
	$\bar{S}_{mvf}$	0,1494	0,1573	0,2058	0,2688
8	$\bar{S}_{Nrv}$	0,0253	0,0271	0,0293	0,0394
	$\bar{S}_{Nrvf}$	0,0650	0,0685	0,0923	0,1170

ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ՑԱՆԿ

1. **Տակյան Մ.Գ., Մանուկյան Մ.Ա., Մարկարյան Ա.Գ.** Расчетная оценка сопротивления усталости и трещиностойкости деталей, работающих на воздухе и в коррозионных средах. Сообщ. 1: Математическая модель сравнительных испытаний на усталость и трещиностойкость // ВИАА. -2004.- Т.1, 12.-С. 220-225.
2. **Տակյան Մ.Գ., Մանուկյան Մ.Ա., Մարկարյան Ա.Գ.** Расчетная оценка сопротивления усталости и трещиностойкости деталей, работающих на воздухе и в коррозионных средах. Сообщ. 2: Расчетные схемы для определения коэффициентов прочности и долговечности//ВИАА.-2004.-Т.1, 14.-С. 660-667.
3. **Տակյան Մ.Գ., Մնացականյան Ա.Տ., Օганесяն Լ.Գ.** Современные методы изучения накопления усталостных повреждений ферромагнитных материалов// Проблемы прочности. – 1990. – 17. – С.41-47.
4. **Տակյան Մ.Գ., Шагаев Ю.П., Мнացаканян А.С.** Вероятностная оценка периодов усталостного разрушения стальных буровых труб // Республ. межвед. н.-т. сб.: Химическое машиностроение. – Киев: Техника, 1990. –Вып. 51. – С. 23-28.

ՀՊՃՀ: Նյութը ներկայացվել է խմբագրություն 16.02.2005:

М.Г. СТАКЯН, М.А. МАНУКЯН, А.Дж. РАМАЗЯН

**РАСЧЕТНО-ГРАФИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА РАЗВИТИЕ ТРЕЩИН В
ВАЛАХ**

Рассмотрены способы получения функций коэффициентов для количественной оценки факторов (концентрация напряжений, масштабный эффект, вид упрочняющей технологии и др.), влияющих на процессы возникновения и развития трещин. Сравниваются вероятностные значения прочности и циклической долговечности валов при действии разных факторов, но при одинаковых периодах усталостного разрушения. Дана классификация видов функций и разработана вычислительная программа для подсчета параметров уравнения. Составлена номограмма для графического определения коэффициентов.

M.G. STAKYAN, M.A. MANUKYAN, A.J. RAMAZYAN

**DESIGN-GRAPHICAL ESTIMATION OF FACTORS INFLUENCING THE CRACK
DEVELOPMENT IN SHAFT**

The ways of obtaining coefficient functions for quantitative estimation factors (stress concentration, scale effect, type of strength technology, etc.) influencing the processes of crack emergence and development are considered. In these functions possibility expressions of shaft strength and cyclic durability are compared under the effect of different factors, but at equal periods of fatigue failure. Function types of classification are given, and the computer program for counting equation parameters is developed. The nomograph for graphical determination of factors is drawn up.

Ա.Ս.ԲՈՒՂԱՂՅԱՆ, Ա.Մ.ՂՈՒՇՅԱՆ, Ա.Ռ.ՔԱԼԱՇՅԱՆ

ԱՐԳԵԼԱԿՄԱՆ ԳՈՐԾԸՆԹԱՑՈՒՄ ԱՎՏՈԳՆԱՑՔԻ ԿԱՅՈՒՆՈՒԹՅԱՆ ՈՒՍՈՒՄՆԱՍԻՐՈՒՄԸ ԱՐԳԵԼԱԿԱՅԻՆ ՈՒԺԵՐԻ ՎԵՐԱՀԱՏՎՄԱՆ ՄԻՋՈՑՈՎ

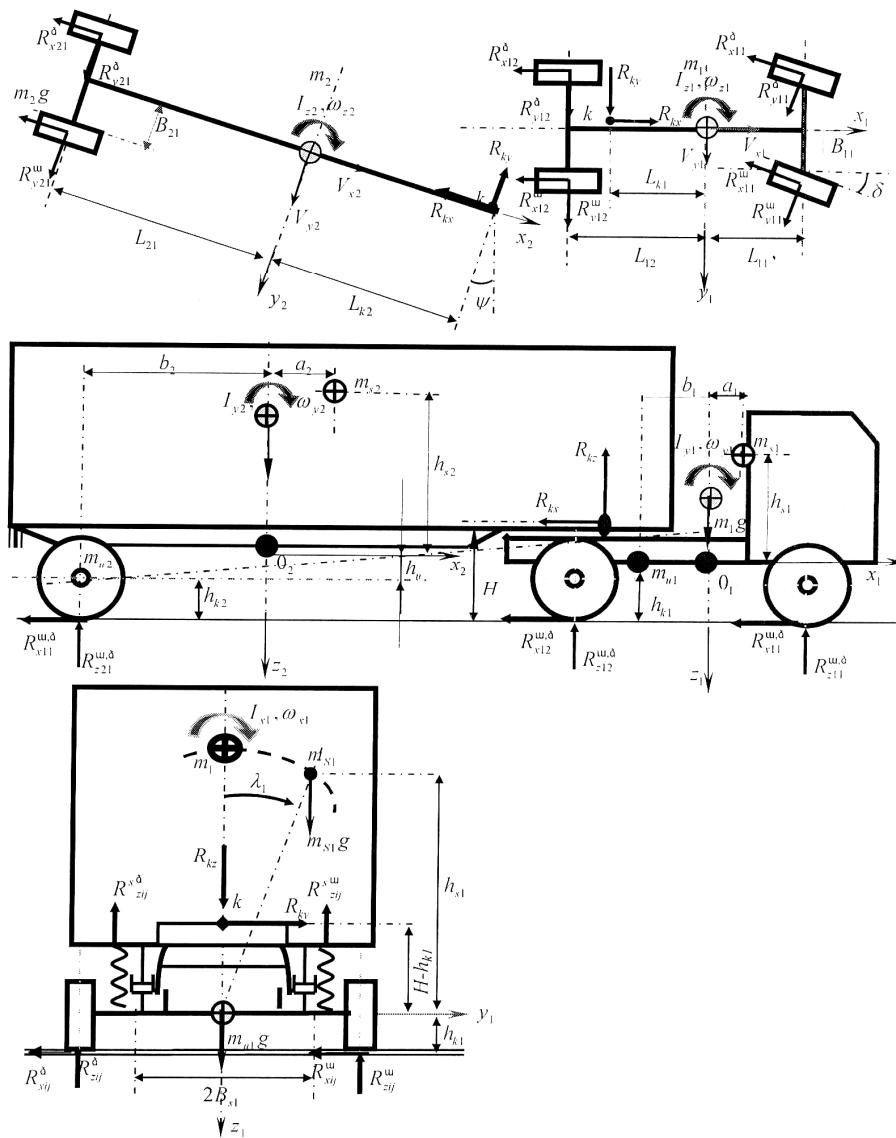
Արդի ավտոմոբիլաշինության առջև ծառացած կարևորագույն խնդիրներից է բեռնատար ավտոտրանսպորտային միջոցների (ԱՏՄ), հատկապես ծանր ավտոգնացքների արգելակման գործընթացում շարժման կայունությունը բարձրացնող ակտիվ անվտանգության համակարգերի մշակումն ու կատարելագործումը: Ներկայացվում է մեծ բեռնունակության ավտոգնացքի բազմազանգված տարածական կոմպյուտերային մոդել, որը հնարավորություն է տալիս կատարել տարբեր ճանապարհային պայմաններում կորագծով շարժվող ավտոգնացքի արգելակման գործընթացի նմանակային մոդելավորում և վերլուծություն՝ կայունության և արգելակման արդյունավետության մակարդակները որոշելու համար, ինչպես նաև գնահատել ավտոգնացքի վրա հակաշրջափակիչ արգելակային համակարգի (ABS) տարբեր սխեմաների տեղադրման արդյունավետությունը:

Առանցքային բառեր. ավտոգնացք, կոմպյուտերային մոդել, արգելակման գործընթաց, կուրսային կայունություն, ABS, սահք, կողատարում, ավտոգնացքի ծալում:

Միայնակ բեռնատար ավտոմոբիլների և մեծ բեռնունակության ավտոգնացքների վարքը արգելակման գործընթացում զգալիորեն տարբերվում են միմյանցից: Ավտոգնացքների մասնակցությամբ ճանապարհատրանսպորտային պատահարների (ՃՏՊ) հաճախակի առաջացումը [1] պայմանավորված է ավտոգնացքի առավել երկար արգելակային ճանապարհով, պնևմատիկ արգելակների բանման ժամանակի ուշացումով, կուտակված առավել մեծ կինետիկ էներգիայով և ավտոգնացքի ծալման միտումով: Շարժման կայունության կորստի տեսանկյունից իր վտանգավորությամբ առանձնանում է անիվների հետ տարբեր կցման պայմաններ ապահովող ճանապարհի վրա մանևրելիս ավտոգնացքի արգելակումը, ինչը հաճախ հանգեցնում է ավտոգնացքի ծալմանը, կառավարման կորստին, կցորդի կողասահքին կամ կողաշրջմանը և այլ ծանր ՃՏՊ-երի: Նման անցանկալի պատահարներից խուսափելու ժամանակակից, արդյունավետ միջոցներից է ավտոգնացքների վրա շարժման կայունության վերահսկման համակարգերի, մասնավորապես՝ ABS-ի կիրառումը [2]: Քանի որ ABS-ի տեղադրման տարբեր սխեմաների ազդեցությունը շարժման կայունության վրա լիրաժեք ուսումնասիրված չէ, ուստի դեռևս արդիական է այդ սխեմաների արդյունավետության ուսումնասիրությունը արդիական է:

Աշխատանքում ներկայացված կոմպյուտերային մոդելի հիմքում ընկած է 17 ազատության աստիճան ունեցող կորագծով շարժվող թամբային տիպի քարշակ-կիսակցորդ ավտոգնացքի (նկ.1) արգելակման գործընթացի մաթեմատիկական մոդելը: Այդ ազատության աստիճաններն են. ավտոգնացքի երկայնական շարժումը (x), քարշակի և կիսակցորդի տեղափոխությունը լայնական և ուղղահայաց առանցքների ուղղությամբ (y_i, z_i), դրանց անկյունային տեղափոխությունները համապատասխանաբար իրենց երկայնական, լայնական և ուղղահայաց

առանցքների նկատմամբ (λ_i , θ_i , γ_i), ինչպես նաև ավտոգնացքի 6 անիվների զրորումը (ω_{wi}):



Նկ. 1. Ավտոգնացքի հաշվարկային դինամիկական սխեման

Մաթեմատիկական մոդելի հիմքում ընկած դիֆերենցիալ հավասարումների համակարգը (1) կառուցվել է նկ.1-ում ներկայացված հաշվարկային դինամիկական սխեմայի համաձայն:

$$\left\{ \begin{aligned} m_i \left(\frac{dV_{xi}}{dt} - V_{yi} \omega_{zi} \right) &= - \sum_j (R_{xij}^{\delta} + R_{xij}^{\omega}) \cos(\delta) - \sum_j (R_{yij}^{\delta} + R_{yij}^{\omega}) \sin(\delta) \pm \\ &\quad \pm R_{kx} \cos(\psi) \pm R_{ky} \sin(\psi); \\ m_i \left(\frac{dV_{yi}}{dt} - V_{xi} \omega_{zi} \right) &= \sum_j (R_{yij}^{\delta} + R_{yij}^{\omega}) \cos(\delta) - \sum_j (R_{xij}^{\delta} + R_{xij}^{\omega}) \sin(\delta) \mp \\ &\quad \mp R_{kx} \sin(\psi) \pm R_{ky} \cos(\psi); \\ m_i \left(\frac{dV_{zi}}{dt} - V_{xi} \omega_{yi} \right) &= m_i g - \sum_j (R_{zij}^{\delta} + R_{zij}^{\omega}) \pm R_{kz}; \\ I_{xsi} \frac{d\omega_{xi}}{dt} + m_{si} h_{si} \left(\frac{dV_{yi}}{dt} + V_{xi} \omega_{zi} + a_i \frac{d\omega_{zi}}{dt} \right) &= m_{si} g h_{si} \sin(\lambda_i) + \\ &\quad + \sum_j (R_{zsj}^{\delta} - R_{zsj}^{\omega}) B s_{ij} \pm R_{kx} (H - h_{ki} - h_{ui}) \sin(\psi) \pm \\ &\quad \pm R_{ky} (H - h_{ki} - h_{ui}) \cos(\psi); \\ I_{yi} \frac{d\omega_{yi}}{dt} &= \sum_j (R_{xij}^{\delta} + R_{xij}^{\omega}) (h_{ki} + h_{ui}) \cos(\delta) + \sum_j (R_{yij}^{\delta} + R_{yij}^{\omega}) (h_{ki} + h_{ui}) * \\ &\quad * \sin(\delta_i) \mp \sum_j (R_{zij}^{\delta} + R_{zij}^{\omega}) L_{ij} \pm R_{kx} (H - h_{ki} - h_{ui}) \cos(\psi) - \\ &\quad - R_{ky} (H - h_{ki} - h_{ui}) \sin(\psi) - R_{kz} L_{ki}; \\ I_{zi} \frac{d\omega_{zi}}{dt} + m_{si} h_{si} a_i \frac{d\omega_{xi}}{dt} &= - \sum_j (R_{xij}^{\delta} - R_{xij}^{\omega}) B_{ij} \cos(\delta) - \\ &\quad - \sum_j (R_{yij}^{\delta} - R_{yij}^{\omega}) B_{ij} \sin(\delta) \pm \sum_j (R_{xij}^{\delta} + R_{xij}^{\omega}) L_{ij} \sin(\delta) \pm \\ &\quad \pm \sum_j (R_{yij}^{\delta} + R_{yij}^{\omega}) L_{ij} \cos(\delta) \pm R_{kx} L_{ki} \sin(\psi) \pm \\ &\quad \pm R_{ky} L_{ki} \cos(\psi); \end{aligned} \right. \quad (1)$$

$$i \in \{1, 2\}, \quad j \in \{1, 2\},$$

որտեղ i ինդեքսով նշանակվում են, համապատասխանաբար, քարշակը և կիսակցորդը, իսկ j ինդեքսով՝ քարշակի և կիսակցորդի հերթական կամրջակը:

Մոդելում ընդունված են հետևյալ նշանակումները. m_i - $\bar{m}$, m_{si} - $\bar{m}$, m_{ui} - $\bar{m}$ ավտոգնացքի լրիվ, զսպակավորված և չզսպակավորված զանգվածներն են,

$I_{xsi} - G, I_{ysi} - G, I_{zsi} - G$ -ն՝ x_i, y_i, z_i առանցքների նկատմամբ իներցիայի մոմենտները, $V_{xi} - G, V_{yi} - G, V_{zi} - G$ երկայնական, լայնական և ուղղահայաց ուղղությամբ ծանրության կենտրոնների գծային արագություններն են, $\omega_{xi} - G, \omega_{yi} - G, \omega_{zi} - G$ -ն՝ x_i, y_i, z_i առանցքների նկատմամբ քարշակի և կիսակցորդի անկյունային արագությունները, $R_{xij}^{w,\delta} - G, R_{yij}^{w,\delta} - G, R_{zij}^{w,\delta} - G$ անվաղողի ու հենարանային մակերևույթի կոնտակտում առաջացող հակազդումներն են, R_{kx}, R_{ky}, R_{kz} -ը՝ կցման սարքվածքում հակազդումները, δ -ն դեկավարվող անիվների դարձի անկյունն է, իսկ ψ -ն՝ քարշակի ու կիսակցորդի միջև ծալման անկյունը:

(1) համակարգի դիֆերենցիալ հավասարումների աջ մասում համապատասխան հակազդումների որոշման և քարշակի ու կիսակցորդի կապի հավասարումների տեղադրումից ու ձևափոխություններից հետո, այն ներկայացվում է մատրիցային տեսքով.

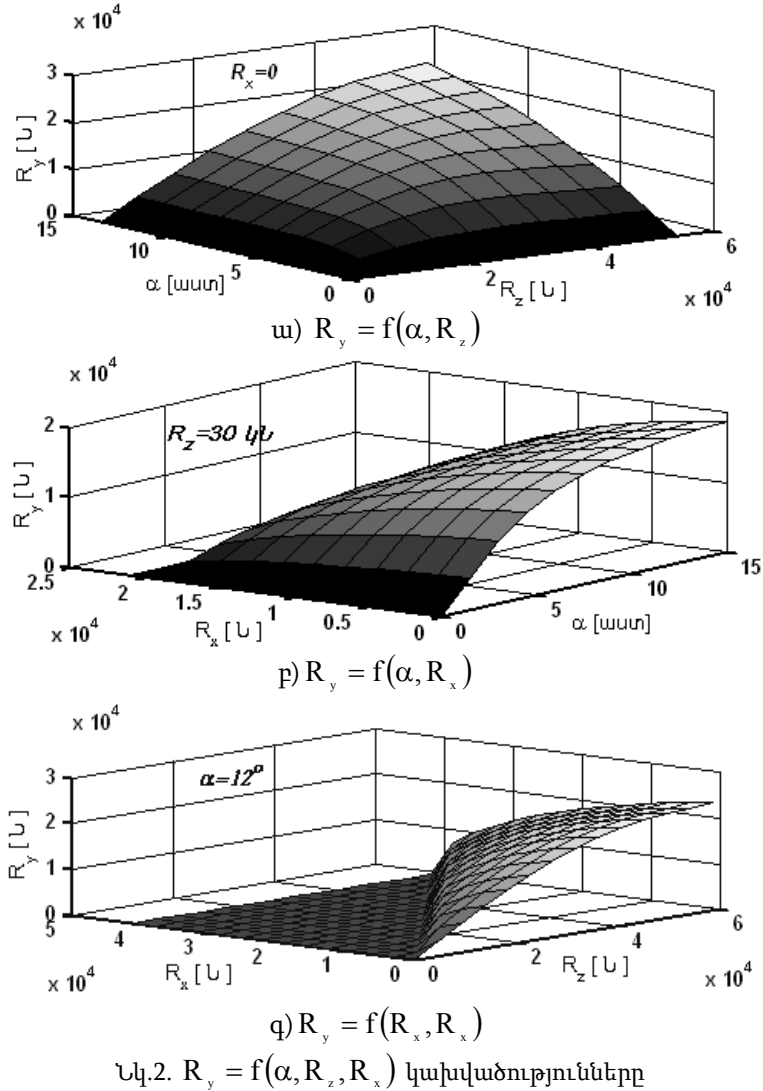
$$\left\{ \dot{X} \right\} = [A] \times \left\{ X \right\} + [B] \times \left\{ U \right\} + [F] \times \left\{ N \right\}, \quad (2)$$

որտեղ $\{X\}$ -ը համակարգը բնութագրող վիճակի վեկտորն է, $\left\{ \dot{X} \right\}$ -ը՝ նրա ածանցյալը, $\{U\}$ -ն ձևավորվում է համակարգի մուտքի ազդանշաններից (δ_i և p_0 ՝ արգելակային համակարգում ճնշման առավելագույն արժեք) և համակարգում առաջացող փոխազդեցություններից ($R_{xij}^{w,\delta}, R_{yij}^{w,\delta}, R_{zij}^{w,\delta}, R_{zsj}^{w,\delta}, R_{kx}, R_{ky}, R_{kz}$): $[A]$ -ն և $[B]$ -ն համապատասխանաբար վիճակի վեկտորի անդամների և $\{U\}$ վեկտորի գործակիցներով ձևավորված մատրիցաներն են, իսկ $[F]$ -ը՝ վիճակի վեկտորի, արտաքին ու ներքին փոխազդեցությունների ոչ գծային համակցությունների $\{N\}$ վեկտորի գործակիցներով ձևավորված մատրիցն է: Ավտոգնացքի ընդհանուր մոդելում նրա անիվների հենարանային մակերևույթի հետ փոխազդեցությունը նկարագրվում է անվային մոդելի միջոցով [3, 4], որի մատրիցային արտահայտությունը հետևյալն է.

$$[I_w] \left\{ \dot{\Omega}_w \right\} = [R_u] \cdot \left\{ R_x \right\} - \left\{ M_w \right\}, \quad (3)$$

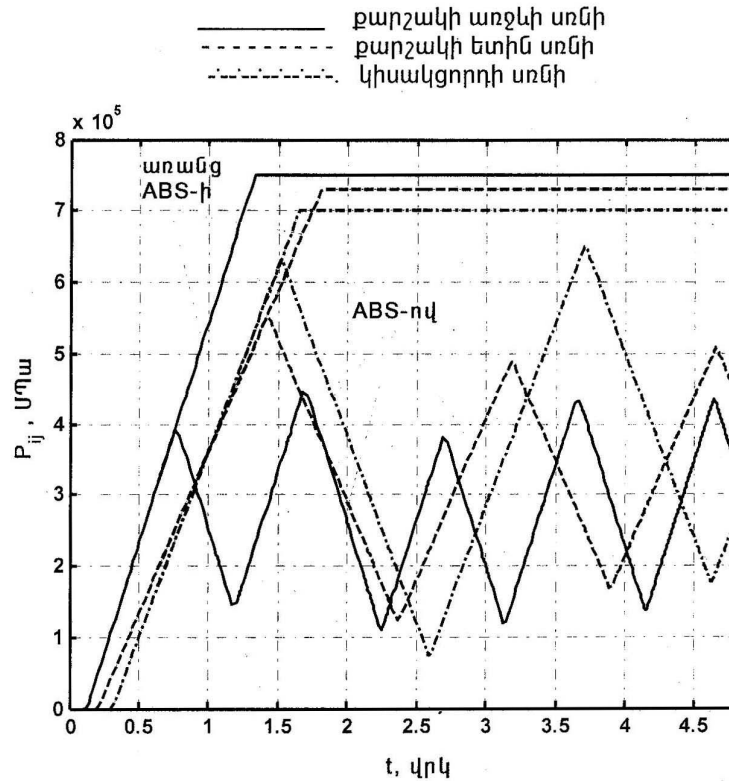
որտեղ $[I_w]$ -ն անիվների պտտման իներցիայի մոմենտներով կազմված մատրիցն է, $\left\{ \dot{\Omega}_w \right\}$ -ն՝ անիվների անկյունային արագացումների վեկտորը, $\{M_w\}$ -ն արգելակային մեխանիզմի կողմից անիվներին առաջարկվող արգելակային մոմենտների վեկտորն է, իսկ $[R_u]$ -ն՝ անիվների գլորման շառավիղներից կազմված մատրիցը: Մոդելը հաշվի է առնում այնպիսի հիմնական գործոններ, ինչպիսիք են անվի երկայնական R_{xij} հակազդման՝ սահքի s գործակցից կախվածության ոչ գծայնությունը, անվի

կողային R_{yij} հակազդման՝ ուղղահայաց R_{zij} բեռնավորումից, կողատարման α_{ij} անկյունից և արգելակային R_{xij} հակազդումից ոչ գծային կախվածությունները [5]: Հենարանային մակերևույթի հետ անվաղողի կոնտակտում առաջացող R_y կողային հակազդման վրա երկայնական R_x և նորմալ R_z հակազդումների և կողատարման α անկյան ոչ գծային փոխազդեցությունները մոտարկվել են համաձայն [5]-ի: Այդ կախվածությունների գրաֆիկական պատկերումը բերված է նկ.2-ում:



Ավտոգնացքի վրա տեղադրված ABS-ի կառավարման նմանակային մոդելը հնարավորություն է տալիս դիտարկել հենարանային մակերևույթի ու անիվների կոնտակտում սահքի գործակցի օպտիմալ արժեքների ապահովման նպատակով անիվների արգելակային խցերում ճնշման կարգավորման տարբեր մոտեցումներ (յուրաքանչյուր անվի կամ կամրջակի համար անհատական):

Նկ.3-ում, որպես օրինակ բերված է առանց ABS-ի և ABS-ով կահավորված ավտոգնացքի սոնիների արգելակային խցերում ճնշման փոփոխության կախվածությունը ժամանակից:

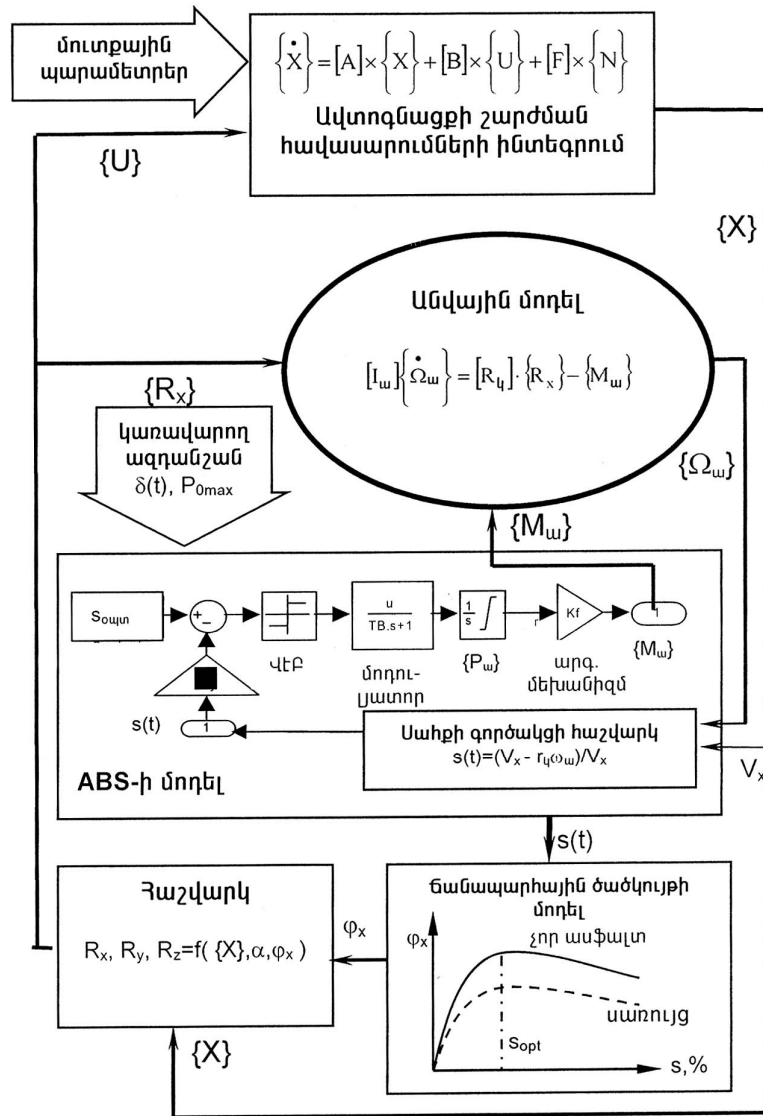


Նկ.3. Առանց ABS-ի և ABS-ով ավտոգնացքի սոնիների արգելակային խցերում ճնշման փոփոխությունները

Նկ.4-ում բերված է ավտոգնացքի արգելակման դինամիկայի ծրագրային մոդելի ընդհանուր ալգորիթմը: Մոդելավորումը կատարվել է $\square$ Matlab 6.5/Simulink 5.0 $\square$ ծրագրային համալիրի միջավայրում:

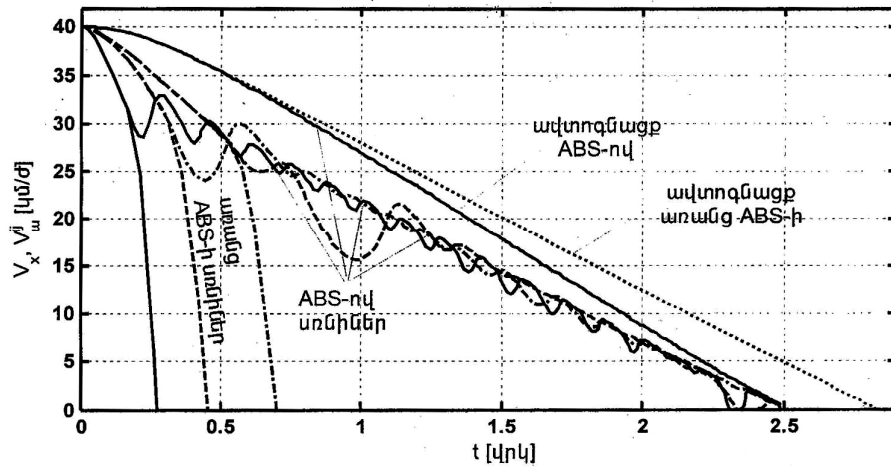
Մշակված նմանակային մոդելը թույլ է տալիս վերլուծել արգելակային տարբեր ռեժիմներում ABS-ի կառավարման հնարավոր տարբեր սխեմաների կիրառման արդյունավետությունը՝ ավտոգնացքի շարժման կայունության ապահովման տեսանկյունից (ABS-ի մոդելը մանրամասն ներկայացված է [6] աշխատանքում), ինչպես նաև դիտարկել հենարանային մակերևույթի ու անիվների կոնտակտում

սահքի գործակցի օպտիմալ արժեքների ապահովման նպատակով անիվների արգելակային խցերում ճնշման կարգավորման տարբեր մոտեցումներ:

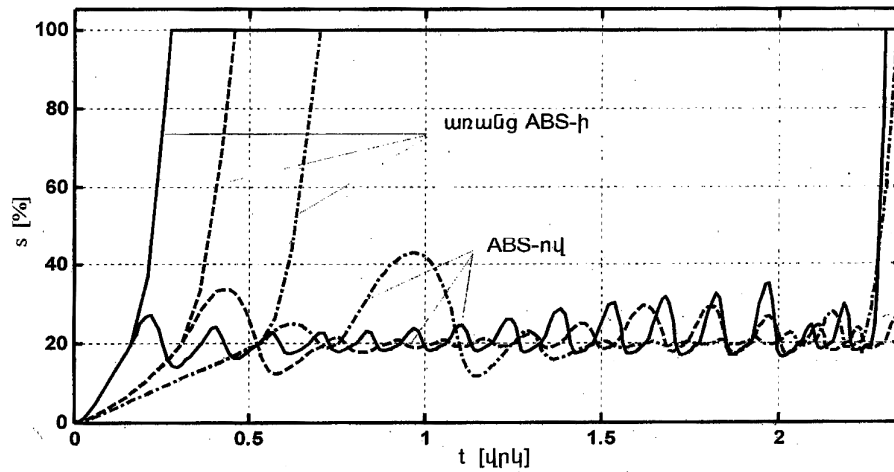


Նկ.4. Ավտոգնացքի արգելակման դինամիկայի ծրագրային մոդելի ընդհանուր ալգորիթմը

Որպես մշակված մոդելի աշխատանքի օրինակ, ստորև բերված են ABS-ով և առանց ABS-ի եռաստնի ավտոգնացքի ու նրա տոնիների անիվների զծային արագությունների փոփոխության (նկ.5.ա) և նույն ավտոգնացքի անիվների սահքի գործակցիցների փոփոխության գրաֆիկները (նկ.5 բ):



ա) Եռաստնի ավտոգնացքի ու նրա սողմանների անիվների զծային արագությունների փոփոխությունները



բ) Եռաստնի ավտոգնացքի անիվների սահքի գործակիցների փոփոխությունները

Նկ.5. ABS-ով և առանց ABS-ի ավտոգնացքի արգելակման պրոցեսի մոդելավորման արդյունքներ
 ————— քարշակի առջևի ստնի
 - - - - - քարշակի ետին ստնի
 ······ կիսակցորդի ստնի

ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ՑԱՆԿ

1. Highway statistics.-1999, 49th ed. Federal Highway Administration, 2000.
2. **Polkovics L.** Intelligent electronic systems in commercial vehicles // Knorr Bremse Systems for Commercial Vehicles. - 2003. - P. 1-42.
3. **Ղուշյան Ա.Մ.** Արգելակող անվի մաթեմատիկական մոդելը // ՀՊՃՀ տարեկան գիտաժողով: Նյութերի ժողովածու.- Երևան, 2004.- էջ 641-643:
4. **Pacejka H.B. and Sharp R.S.** Shear force development by pneumatic tyres in steady state conditions: A review of modelling aspects // Vehicle System Dynamics, 20.- 1991.- P.121-175.
5. **Антонов Д. А.** Теория устойчивости движения многоосных автомобилей.- М.: Машиностроение, 1978. –216 с.
6. **Բուդաղյան Ա.Ս, Քալաշյան Ա.Ռ., Ղուշյան Ա.Մ.** Հակաշրջափակիչ արգելակային համակարգի կառավարման նմանակային մոդելը // ՀՊՃՀ տարեկան գիտաժողով: Նյութերի ժողովածու.- Երևան, 2004.- էջ 644-646:

ՀՊՃՀ: Նյութը ներկայացվել է խմբագրություն 28.02.2005:

А.С. БУДАГЯН, А.М. ГУЩЯН, А.Р. КАЛАШЯН

ИССЛЕДОВАНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ АВТОПОЕЗДА ПРИ ТОРМОЖЕНИИ ПУТЕМ КОНТРОЛЯ ТОРМОЗНЫХ СИЛ

Одной из важнейших задач, с которой сталкивается автопромышленность сегодня, является разработка и усовершенствование современных систем активной безопасности, повышающих устойчивость движения тяжелых грузовых автопоездов при торможении. В настоящей работе представлена многомассовая пространственная компьютерная модель автопоезда, позволяющая произвести имитационное моделирование и анализ торможения автопоезда на повороте при различных дорожных условиях. Представленная модель дает возможность определить эффективность торможения и устойчивость автопоезда, а также оценить влияние различных схем установки противоблокировочных тормозных устройств (ABS).

A. S. BUDAGHYAN, A.M. GHUSHCHYAN, A.R. KALASHYAN

STUDY OF THE STABILITY OF ARTICULATED VEHICLE DURING BRAKING BY CONTROLLING BRAKING FORCES

One of the most important problems that face automotive industry today is the development and improvement of state-of-the-art active safety systems, which enhance dynamic stability of heavy-duty articulated vehicles during braking. A multibody three-dimensional simulation model of an articulated vehicle, which permits to simulate and analyze braking process of articulated vehicle during turning in various road conditions is presented. The model makes it possible to determine braking efficiency and lateral stability of articulated vehicle as well as estimate the influence of various modes of antilock braking systems (ABS) installation.

Ա.Գ. ՄԱՐԳԱՐՅԱՆ

ՄԵՔԵՆԱՄԱՍԵՐԻ ԿՈՌՈՋԻՈՆ ՀՈԳՆԱԾՈՒՅԻՆ ԴԻՄԱԴՐՈՒԹՅԱՆ ՅՈՒՑԱՆԻՇՆԵՐԻ ՈՐՈՇՄԱՆ ՀԱՇՎԵԳՐԱՖԻԿԱԿԱՆ ՄԵԹՈԴ

Դիտարկված է կոռոզիոն հոգնածային գործընթացի վրա ազդող գործոնների քանակական գնահատման մեթոդ, երբ, օգտագործելով բազմացիկլային հոգնածության տիրույթում հոգնածության քվանտիլային գծերի ընտանիքների հարաբերական տեղաշարժը, ֆունկցիոնալ կապեր են հաստատված հետազոտվող գործոնի բնութագրիչ պարամետրի և այդ գծերի ընտանիքների հավասարումների վիճակագրական ցուցանիշների միջև:

Առանցքային բառեր. կոռոզիոն հոգնածային գործընթաց, քվանտիլային գծերի ընտանիք, բազմացիկլային հոգնածության տիրույթ, լարումների կուտակիչ:

Նախորդ տասնամյակներում իրականացված զգալի ծավալի փորձարկումները և կուտակված արժեքավոր վիճակագրական տեղեկատվությունը հիմնականում ուղղված են եղել կոռոզիոն հոգնածային քայքայման գործընթացի առանձին տեսակետների հետազոտմանը և մասնավոր բնույթի խնդիրների լուծմանը, որոնք բխել են որոշակի կառուցվածքի մեքենաների և տեխնոլոգիական սարքավորման կատարելագործման անհրաժեշտությունից՝ հաշվի առնելով նախագծային, տեխնոլոգիական և շահագործական պահանջների անընդհատ խստացումը և դրանց գործառնական հնարավորությունների ընդլայնումը:

Չնայած կոռոզիոն հոգնածային քայքայման գործընթացի վրա ազդող գործոնների բազմազանությանը և ներգործման տարաբնույթ մեխանիզմների առկայությանը՝ գործում է մեկ ընդհանրական հայտանիշ՝ այդ գործոնների ազդեցության տակ բազմացիկլային հոգնածության տիրույթում հոգնածության քվանտիլային գծերի ընտանիքների և դրանց բեկման կետի հարաբերական տեղաշարժի որոշակի օրինաչափություն, որի բացահայտման դեպքում հնարավոր կլինի ստանալ այդ ընտանիքների վիճակագրական ցուցանիշների ֆունկցիաները, իսկ դրանցով էլ իրականացնել կոռոզիոն միջավայրերում աշխատող մեքենա-մասերի և հանգույցների ամրության և երկարակյացության հավանականային հաշվարկներ:

Նշված հաշվեգրաֆիկական մեթոդի մշակման համար օգտագործենք օդում և կոռոզիոն միջավայրերում իրականացված համալիր հոգնածային փորձարկումների արդյունքները [1, 2], որոնք ընդգրկում են հետազոտվող գործընթացի վրա առանձին և համատեղ ազդող գործոնների բավական լայն տարրապատկեր՝

ա) բեռնվածության ռեժիմները – պտտական ծռում ($\tau/\sigma = 0$) և համատեղ ոլորում-պտտական ծռում ($\tau/\sigma = 0,3, 0,6$),

բ) լարումների կուտակման երևույթը – հարթ ($\Gamma\pi$) և լարումների կուտակիչներով (կլորացումով՝ Γ , ակոսատաշվածքով՝ B) փորձանմուշների փորձարկումներ,

գ) ամրացման տեխնոլոգիաների կիրառումը – նույն լարումների կուտակիչներով, բայց գերամուր էպօքսիդային պաշտպանիչ ծածկանյութերով պատված փորձանմուշների փորձարկումներ ($\Gamma\Pi$, $B\Pi$),

դ) գործոնների համատեղ ազդեցությունը – փորձարկումներն օդում և ա) – գ) գործոնների հետ մեկտեղ ($\Gamma\pi 1$, $\Gamma\pi 2$, $\Gamma\pi 3$, $\Gamma 1$, $\Gamma\Pi 1$, $B 1$, $B\Pi 1$)

ե) կոռոզիոն միջավայրի ազդեցությունը – նույն տիպի փորձարկումները տարբեր կոռոզիոն միջավայրերում – ջրում (Гл4, Гл5, Гл6, Гл2, ГП2, В2, ВП2) և 3% NaCl-ի լուծույթում (Гл7):

Փորձանմուշների աշխատանքային տեղամասի տրամագիծն է՝ $d = 12$ մմ, իսկ լարումների կուտակիչների երկրաչափական պարամետրերը՝ $r/d = 0,05$ և $0,025$, $D/d = 1,25$, $\omega = 60^\circ$: Որպես նյութ օգտագործվել է մեքենաշինությունում լայնորեն օգտագործվող պողպատ 45-ը (նորմալիզացում, $\sigma_B = 680$ ՄՊա, $\sigma_T = 427$ ՄՊա, $HB = 190 \dots 210$): Ընդամենը փորձարկվել է փորձանմուշների 15 խմբաքանակ, 7-ը՝ օդում, իսկ 8-ը՝ կոռոզիոն միջավայրերում:

Փորձարկումների արդյունքները ($\lg \sigma - \lg N$) կոորդինատային համակարգում մշակվել են գծային հարաբերակցության հայտնի մեթոդներով՝ հաշվի առնելով քվանտիլային հոգնածային գծերի երկճյուղ բնույթը: Փորձարկումների համար ստացվել են այդ ճյուղերի ընտանիքների հավասարումները և բեկման կետերի կոորդինատները.

$$\lg N = (\overline{\lg N} + z_p s_{Nr}) - (\overline{m} + z_p s_m)(\lg \sigma - \overline{\lg \sigma}) = C - m \lg \sigma, \quad (1)$$

$$\sigma_R = \overline{\sigma_R} (1 + z_p v_{\sigma R}), \quad \lg N_G = C - m \lg \sigma_R \quad (2)$$

և կոռոզիոն միջավայրերում.

ձախ ճյուղը ($N < N_{Gk}$)՝

$$\lg N = (\overline{\lg N}_k + z_p s_{Nrk}) - (\overline{m}_k + z_p s_{mk})(\lg \sigma - \overline{\lg \sigma}_k) = C_k - m_k \lg \sigma, \quad (3)$$

աջ ճյուղը ($N \geq N_{Gk}$)՝

$$\lg N = (\overline{\lg N}'_k + z_p s'_{Nrk}) - (\overline{m}'_k + z_p s'_{mk})(\lg \sigma - \overline{\lg \sigma}'_k) = C'_k - m'_k \lg \sigma, \quad (4)$$

$$\lg \sigma_{Rk} = (C_k - C'_k) / (m_k - m'_k), \quad (5)$$

$$\lg N_{Gk} = (C_k / m_k - C'_k / m'_k) / (1/m_k - 1/m'_k),$$

որտեղ

$$\left. \begin{aligned} \overline{m}_{(k)}^{(j)} &= \overline{m}_{(k)}^{(j)} + z_p s_{m(k)}^{(j)}, \quad \overline{C}_{(k)}^{(j)} = \overline{C}_{(k)}^{(j)} + z_p s_{C(k)}^{(j)}, \\ \overline{m}_{(k)}^{(j)} &= r_{(k)}^{(j)} / s_{N(k)}^{(j)2}, \quad \overline{C}_{(k)}^{(j)} = \overline{m}_{(k)}^{(j)} \lg \sigma_{(k)}^{(j)} + \lg N_{(k)}^{(j)}, \\ s_{m(k)}^{(j)} &= (s_{N(k)}^{(j)} / s_{\sigma(k)}^{(j)}) \sqrt{(1 - r_{(k)}^{(j)2})(n-1)/(n-2)}, \\ s_{Nr(k)}^{(j)} &= s_{N(k)}^{(j)} \sqrt{(1 - r_{(k)}^{(j)2})(n-1)/(n-2)}, \\ s_{C(k)}^{(j)} &= s_{Nr(k)}^{(j)} + s_{m(k)}^{(j)} \lg \sigma_{(k)}^{(j)}, \quad r_{(k)}^{(j)} = \mu_{(k)}^{(j)} / s_{N(k)}^{(j)} s_{\sigma(k)}^{(j)}, \\ \overline{\lg N}_{(k)}^{(j)} &= \frac{1}{n} \sum_1^n \lg N_{i(k)}^{(j)}, \quad \overline{\lg \sigma}_{(k)}^{(j)} = \frac{1}{n} \sum_1^n \lg \sigma_{i(k)}^{(j)}, \end{aligned} \right\} \quad (6^*)$$

$$\left. \begin{aligned} s_{N(k)}^{(i)} &= \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_1^n (\lg N_{i(k)}^{(i)} - \overline{\lg N_{(k)}^{(i)}})^2}, \\ s_{\sigma(k)}^{(i)} &= \sqrt{\frac{1}{n-1} \sum_1^n (\lg \sigma_{i(k)}^{(i)} - \overline{\lg \sigma_{(k)}^{(i)}})^2}, \\ \mu_{(k)}^{(i)} &= \frac{1}{n-1} \sum_1^n (\lg N_{i(k)}^{(i)} - \overline{\lg N_{(k)}^{(i)}})(\lg \sigma_{i(k)}^{(i)} - \overline{\lg \sigma_{(k)}^{(i)}}), \end{aligned} \right\} \quad (6)$$

n-ը՝ փորձարկումների ծավալը, իսկ z_p -ն՝ նորմալ բաշխման քվանտիլը (6-ում օգտագործված է վիճակագրական ցուցանիշների ներկայացման հակիրճ ձևը. օրինակ՝ $m_{(k)}^{(i)}$ -ն ըստ կիրառման բանաձևի նշանակում է՝ $\overline{m}, \overline{m_k}$ կամ $\overline{m'_k}$):

(1) – (6) պարամետրերի հետ մեկտեղ օգտագործված են նաև միջնարժեքային ցուցանիշների փոփոխականային գործակիցները՝

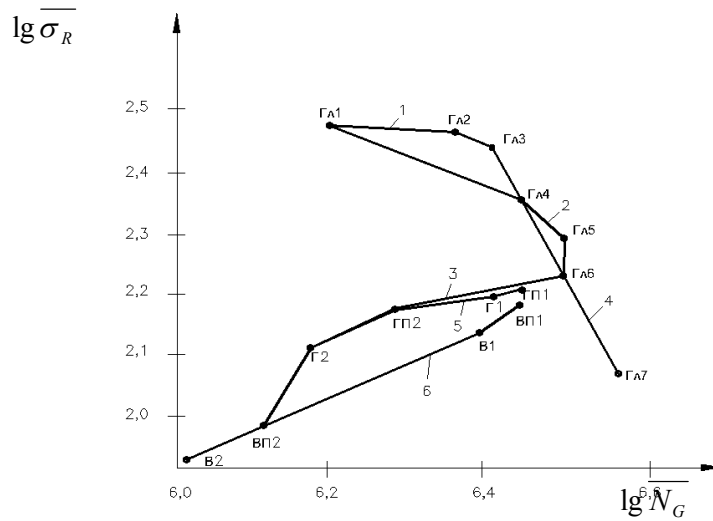
$$v_{C(k)}^{(i)} = \frac{s_{C(k)}^{(i)}}{C_{(k)}^{(i)}}, \quad v_{m(k)}^{(i)} = \frac{s_{m(k)}^{(i)}}{m_{(k)}^{(i)}}, \quad v_{N(k)}^{(i)} = \frac{s_{Nr(k)}^{(i)}}{\lg N_{(k)}^{(i)}}: \quad (7)$$

Կատարված համալիր հոգնածային փորձարկումները հնարավորություն են ընձեռում խմբաքանակների դասակարգման միջոցով իրականացնել հետևյալ բնույթի քանակական գնահատումներ.

1. Բեռնվածության ռեժիմի (τ/σ) ազդեցությունը օդում՝ $\Gamma\pi 1 - \Gamma\pi 2 - \Gamma\pi 3$,
 2. Նույնը՝ կոռոզիոն միջավայրում՝ $\Gamma\pi 4 - \Gamma\pi 5 - \Gamma\pi 6$,
 3. Լարումների կուտակման ազդեցությունը (α_σ)՝ $\Gamma\pi 6 - \Gamma\Pi 2 - \Gamma 2 - \text{B}\Pi 2 - \text{B} 2$,
 4. Միջավայրի ազդեցությունը (pH)՝ $\Gamma\pi 3 - \Gamma\pi 6 - \Gamma\pi 7$,
 5. Միջավայրի և ծածկույթի համատեղ ազդեցությունը լիսեռներում կլորացման առկայության դեպքում՝ $\Gamma\Pi 1 - \Gamma 1 - \Gamma\Pi 2 - \Gamma 2$,
 6. Նույնը՝ ակոսատաշվածքի առկայության դեպքում՝ $\text{B}\Pi 1 - \text{B} 1 - \text{B}\Pi 2 - \text{B} 2$
- և այլն:

Ինչպես վկայում է տվյալների նախնական վերլուծությունը, նշված գործոններից երկուսն են էական ազդեցություն գործում կոռոզիոն հոգնածային գործընթացի զարգացման վրա՝ լարումների կուտակման երևույթը և տարբեր միջավայրերի ազդեցությունը (թթ. 3 և 4 տարբերակները): [3] - ում ցույց է տրված, որ գործոնների ազդեցության տակ նշված քվանտիլային գծերի ընտանիքների փոփոխականությունը պայմանավորում է նաև այդ գծերի բեկման կետի տեղաշարժը ($\lg \sigma - \lg N$) տիրույթում որպես մի հանգուցային կետի՝ քվանտիլային գծերի ընտանիքների ճյուղերի միջև, որը և թելադրում է համալիր մոտեցում, այսինքն՝ ոչ միայն (1) – (7)-ի ցուցանիշների, այլ նաև $\sigma_{R(k)} = f(N_{Gk})$ կապերի բացահայտում: Այդ կապը դիտարկվող գործոնների ազդեցության դեպքում հիմնականում ուղղագծային բնույթ է կրում (նկար), որը զգալիորեն հեշտացնում է գործոնի քանակական գնահատման մաթեմատիկական և ծրագրային ապահովումը: Դիտարկված դեպքերի համար, օգտագործելով նվազագույն քառակուսիների մեթոդը, ստացվել են հետևյալ կապերը. լարումների կուտակման դեպքում (տարբ.

3)՝ $\lg \overline{\sigma_{Rk}} = A_1 + B_1 \lg \overline{N_{Gk}}$, միջավայրի փոփոխության դեպքում (տարբ. 4)՝
 $\lg \overline{\sigma_{Rk}} = A_2 + B_2 \lg \overline{N_{Gk}}$:



Նկ. Գործոնների ազդեցությունը հոգնածության միջնարժեքային գծերի բեկման կետերի կոորդինատների վրա. 1, 2 - բեռնվածության ռեժիմի ազդեցությունը օդում և կոռոզիոն միջավայրերում, 3 – լարումների կուտակման երևույթի ազդեցությունը կոռոզիոն միջավայրում, 4 – միջավայրերի ազդեցությունը, 5, 6 – միջավայրի և պաշտպանիչ ծածկույթների համատեղ ազդեցությունը կլորացումով և ակոսատաշվածքով փորձանմուշների դեպքում

Տվյալների գրաֆիկական վերլուծությունը թույլ է տալիս խմբավորել դիտարկվող կապերն ըստ ուղղագծային և պարաբոլական ֆունկցիաների՝

$$\left. \begin{aligned} 1. y_{xi} &= a_i + b_i x, \quad s_C, s_m, s_{Nr}, s'_{Nr}, v_N, v'_N = f_i(\alpha_\sigma), \\ 2. y_{xi} &= a_i + b_i / x, \quad \lg \overline{\sigma_{Rk}}, \lg \overline{N_{Gk}} = f_i(\alpha_\sigma), \\ 3. y_{xi} &= a_i + b_i x + c_i x^2, \quad \overline{C_k}, \overline{C'_k}, \overline{m_k}, \overline{m'_k}, s'_C, s'_m, v_C, v'_C, v_m, v'_m = f_i(\alpha_\sigma) \end{aligned} \right\} (8)$$

Լարումների կուտակման երևույթի ազդեցությունը կոռոզիոն հոգնածային փորձարկումներում առավելապես արտահայտվում է քվանտիլային գծերի բեկման կետերի՝ դեպի ձախ և ներքև տեղաշարժվելու, ինչպես նաև քվանտիլային գծերի ընտանիքների աջ տեղամասում գծերի բացվածքի մեծացման տեսքով:

Նշված առանձնահատկությունները հանգեցնում են բազմաօղակային հոգնածության տիրույթում, որը կոռոզիոն միջավայրերում աշխատող մեքենաների և տեխնոլոգիական սարքավորման զգալի մասի համար համապատասխանում է դրանց ծառայության իրական ժամկետին, ամրության և երկարակեցության հավանականային հաշվարկներ կատարելիս անհրաժեշտ ճշտության ապահովման, ելնելով մեքենամասերում առկա լարումների կուտակման աստիճանից, որն էլ գնահատվում է α_σ գործակցով: Սա էլ իր հերթին ենթադրում է (8) համակարգում

ընդգրկված ֆունկցիաների գործակիցների հաշվարկումն ըստ նվազագույն քառակուսիների մեթոդի՝ օգտագործելով ուղղագծային և կորագծային կապերի համար կազմված նորմալ հավասարումների համակարգը:

Առաջարկվող հաշվեգրաֆիկական մեթոդը հնարավորություն է ընձեռում (8) համակարգով, որը, փաստորեն, կոռոզիոն հոգնածային գործընթացի մաթեմատիկական մոդելն է լարումների կուտակման առկայության դեպքում, $\alpha_{\sigma} = 1,00 \dots 3,25$ միջակայքի ցանկացած նշագրված արժեքի համար բավարար ճշտությամբ հաշվարկել կոռոզիոն հոգնածության քվանտիլային գծերի ընտանիքների հիմնավորված վիճակագրական ցուցանիշները, իսկ դրանցով էլ՝ (1) – (6) հավասարումների պարամետրերը, որոնք չքայքայման հավանականության նախօրոք տրված մակարդակներով օգտագործվում են մեքենաների և տեխնոլոգիական սարքավորման նախագծային հաշվարկներում:

ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ՑԱՆԿ

1. **Стакян М.Г., Манукян Г.А.** Об уравнении кривой коррозионной усталости конструкционных материалов // ФХММ. – 1990. – Т. 26, No. 5. – С. 57-60.
2. **Стакян М.Г., Манукян Г.А.** Об одном методе расчетной оценки сопротивления коррозионной усталости валов // Изв. вузов. Машиностр. – 1990. – No. 4. – С. 11-16.
3. **Մարգարյան Ա.Գ.** Մեքենաասերի կոռոզիոն հոգնածային գործընթացի մոդելավորումը // ՀՊՀՀ տարեկան գիտաժող. նյութ. ժող. - Երևան, 2004. – Հ.1. - էջ 304-306:

ՀՊՀՀ: Նյութը ներկայացվել է խմբագրություն 16.02.2005:

A. Г. МАРГАРЯН

РАСЧЕТНО – ГРАФИЧЕСКИЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПОКАЗАТЕЛЕЙ СОПРОТИВЛЕНИЯ КОРРОЗИОННОЙ УСТАЛОСТИ ДЕТАЛЕЙ

Рассмотрен метод количественной оценки факторов, влияющих на процесс коррозионной усталости, в котором, используя относительное перемещение семейств квантильных кривых усталости в области многоциклового усталости, установлены функциональные связи между характеристическим параметром изучаемого фактора и статистическими показателями уравнений указанных семейств.

A.G. MARGARYAN

DESIGN-GRAPHICAL METHOD OF DEFINING THE RESISTANCE INDICE OF DETAILS CORROSION FATIGUE

A method of quantitative estimation of factors influencing the process of corrosion fatigue is considered. Using relative family displacement of quantil fatigue curves in multicyclic fatigue area the functional connections between the characteristic parameter of the factor under question and static indice of the given family equations are established.

С.Г. АГБАЛЯН, Г.С. ОВСЕПЯН, Г.А. КАРАПЕТАН, А.Ж. ГАЛСТЯН

ПОВЫШЕНИЕ ЛИТЕЙНЫХ И ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МЕДНЫХ СПЛАВОВ

Исследовано влияние легирующих элементов (Al, Mg, Se, Te, Ca, Cr и Cd) на литейные и физико-механические свойства медных сплавов, а также на технические характеристики высокоэлектропроводных медных сплавов при легировании до 1,0%.

Ключевые слова: жидкотекучесть, горячеломкость, усадка, легирование.

Важнейшими задачами любой страны, развивающейся в условиях рыночных отношений, являются рациональное использование запасов местного сырья и в связи с этим разработка инновационных технологий получения новых сплавов. С этой точки зрения разработка новых и более усовершенствованных технологических процессов, основанных на использовании местного сырья, в том числе меди, актуальна и весьма своевременна.

Развитие электротехнической промышленности, машиностроения, металлургии и ряда других отраслей Республики Армения обусловлено также расширением номенклатуры литых изделий, обладающих специальными физико-механическими свойствами, и зависит от обеспечения спроса сложных и фасонных отливок с высокой электропроводностью и улучшенными физико-механическими свойствами.

Известно, что чистая медь совершенно не используется для производства литых деталей ввиду ее низкой жидкотекучести, высокой горячеломкости и большой усадки [1]. Качество отливок, в первую очередь, оценивается по их геометрическим параметрам, а их получение с высокими физико-механическими свойствами обусловлено химическим составом сплава.

С целью повышения литейных и физико-механических свойств меди испытан ряд легирующих элементов, в том числе алюминия, хрома, селена, теллура, кальция, магния и кадмия, которые были введены в состав шихты в виде соответствующих лигатур. Плавку проводили в индукционной печи с использованием графитовых тиглей под защитным слоем. Применяли одинаковые условия испытания сплавов, в том числе температуру формы, металлостатический напор, температуру заливки, длительность охлаждения и т.д. Заливку форм проводили при температуре 1180°C. Показано, что жидкотекучесть сплава меди при 1180°C заметно растет с увеличением содержания Mg до 0,15% ($\lambda = 0,55$ м), что обусловлено раскислительной способностью магния и появлением в малом количестве жидких продуктов раскисления. При перегреве продукты раскисления легко всплывают на поверхности расплава, что увеличивает время их нахождения в жидком состоянии. Дальнейшее увеличение содержания магния способствует монотонному снижению жидкотекучести меди, которая при содержании магния в количестве 0,88% достигает 0,35 м. Такое уменьшение

жидкотекучести обусловлено наличием довольно широкого интервала кристаллизации сплава Cu + 0,88% Mg.

Кальций положительно влияет на жидкотекучесть меди. При содержании кальция до 0,85% жидкотекучесть медных сплавов возрастает от 0,47 до 0,63 м. Это объясняется тем, что в расплаве Cu - Ca присутствуют отдельные мелкие кристаллы, которые вместе с ним свободно перемещаются и не мешают его подвижности.

При легировании кадмием жидкотекучесть меди доходит до наибольшей величины при его содержании 0,45% ($\lambda=0,53$ м), после чего снижается.

Жидкотекучесть сплавов меди, содержащих до 0,02% теллура, резко возрастает, а затем монотонно снижается (рис.1).

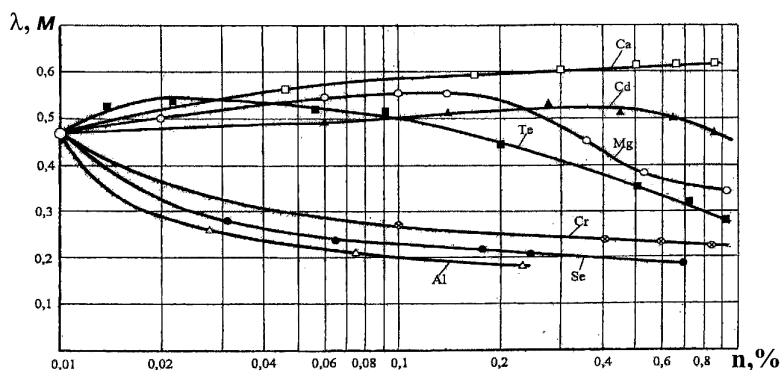


Рис. 1. Влияние легирующих элементов на жидкотекучесть меди

При легировании хромом с содержанием 0,01...0,05% наблюдается значительное уменьшение жидкотекучести меди, которое объясняется появлением на поверхности и в объеме расплава трудноудаляемых твердых окислов хрома (Cr_2O_3), проникающих в сплав в виде оксидной пленки и значительно увеличивающих сопротивление движущегося расплава. Большинство оксидов хрома с плотностью 5,2 г/см³ не успевают свободно плавать на поверхности расплава и, оставаясь в нем, резко повышают вязкость, то есть уменьшают жидкотекучесть. Наличие твердой оксидной пленки хрома, развивающейся в расплаве, требует большого металлостатического напора для заполнения формы [2]. В сплавах Cu - Cr при дальнейшем повышении содержания хрома жидкотекучесть продолжает снижаться и при 0,85% составляет 0,23 м, то есть уменьшается приблизительно в 2 раза по сравнению с жидкотекучестью чистой меди. Это объясняется тем, что в результате увеличения содержания хрома появляются в большом количестве оксиды хрома.

Se и Al еще больше снижают жидкотекучесть меди по сравнению с хромом. Это объясняется тем, что селен с медью образуют хрупкое химическое соединение Cu_2Se и располагаются на границах зерен, в результате чего механические свойства сплава снижаются, а алюминий,

значительно преобразуя микроструктуру меди, отрицательно влияет на электропроводность и снижает трещиностойкость сплава.

Исследовано также совместное влияние Cd и Mg на жидкотекучесть меди. Выявлено, что наибольшей жидкотекучестью обладает сплав $\text{Cu} + 0,08\% \text{Mg} + 0,45\% \text{Cd}$ ($\lambda = 0,6 \text{ м}$), а при сплаве $\text{Cu} + 0,4\% \text{Mg} + 0,32\% \text{Cd}$ жидкотекучесть уменьшается почти в 3 раза по сравнению с жидкотекучестью чистой меди, то есть чем меньше теплоемкость сплава и больше теплопроводность, тем быстрее он охлаждается и, следовательно, тем меньше его жидкотекучесть.

Таким образом, элементы, имеющие большую раскислительную способность и образующие жидкие или газовые продукты раскисления, повышают жидкотекучесть; элементы, образующие трудноудаляемые оксиды, значительно уменьшают жидкотекучесть; при добавлении Mg, Cd, Te и Ca жидкотекучесть меди увеличивается, что позволяет получить более тонкостенные отливки, а при добавлении Cr, Se и Al - снижается, что затрудняет процесс изготовления тонкостенных фасонных отливок.

Исходя из этого, для повышения жидкотекучести малолегированных медных сплавов в качестве легирующего элемента рекомендуются Ca, Mg, Cd и Te.

Исследовано также влияние легирующих элементов (Mg, Cd, Cr, Ca, Al, Se, Te) на величину линейной усадки меди в температурном интервале $1083^{\circ}\text{C} \dots 20^{\circ}\text{C}$. Выявлено, что во всех температурных интервалах кристаллизации основная сложность точного измерения величины линейной усадки обусловлена тем, что испытание производится в неизотермичных условиях, то есть образец (отливка) непрерывно охлаждается, температура быстро падает, и по сечению и длине создаются значительные температурные градиенты. Линейная усадка может начаться в тот момент, когда сердцевина образца все еще находится в жидком состоянии. Исследования проводились с помощью усовершенствованной нами установки.

Применением математических методов планирования научного эксперимента и обработки экспериментальных данных исследуемых медных сплавов нами получена эмпирическая формула зависимости линейной усадки от температуры, содержания легирующего элемента и времени, которая имеет следующий вид:

$$\varepsilon = 10^{-5} \cdot T (a + b \cdot \tau + c \cdot \tau^2 + d \cdot \tau^3), \quad (1)$$

где a , b , c и d - постоянные коэффициенты, зависящие от легирующего элемента и его количества в медных сплавах; T - температура начала линейной усадки меди, $^{\circ}\text{C}$; τ - время, с.

Путем решения на ЭВМ данного выражения для каждой из исследованных двойных систем определены максимальные количества легирующих элементов, при которых в сплаве не наблюдается предсудачное расширение.

Отмечено, что добавление в меди Mg, Ca и Cd способствует образованию широкого интервала кристаллизации и появлению предсудачного расширения, чем и обусловлено снижение линейной усадки сплава. Добавление Al способствует образованию малого интервала кристаллизации, но значительному увеличению линейной усадки; добавление

Cr - образованию малого интервала кристаллизации (всего 6...7°C) и уменьшению линейной усадки, хотя в температурном интервале образования горячих трещин значительно увеличиваются механические свойства. Al увеличивает, а Mg, Ca и Cd уменьшают линейную усадку меди (рис.2).

Установлено, что чистая медь обладает сравнительно большой объемной усадкой, которая располагается в отливках в виде централизованных усадочных раковин (5,8%) и незначительно рассеянной пористости (0,5%), а также имеет заметную линейную усадку, которая описывается сложной кривой и протекает неравномерно как по температуре, так и по времени. При легировании меди до 1,0% Al или Cr в отливке преобладают централизованные усадочные раковины, а при легировании Te, Mg, Cd и Ca - рассеянная пористость.

На рис. 3 приведены характеристики влияния исследуемых легирующих элементов на электропроводность меди. Как видно, все легирующие элементы с содержанием до 1,0% по-разному снижают электропроводность. Наибольшее снижение заметно при легировании Al, а наименьшее - при Cd и Cr. В сплавах Cu-Mg при 0,06% Mg электропроводность уменьшается на 18...20%, а при 0,15% Mg - на 48...50%. В сплавах Cu - Al при 0,43% Al электропроводность меди уменьшается на 43...47%, а при 0,97% Al - на 60...65%

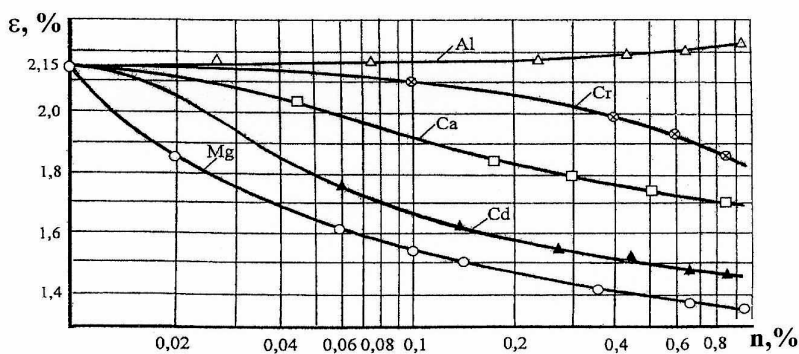


Рис. 2. Влияние легирующих элементов на линейную усадку меди

Результаты экспериментов свидетельствуют, что Se и Te одинаково влияют на электропроводность меди. В сплавах, содержащих до 0,2% Se или Te, почти незаметно изменение электропроводности меди, а при содержании больше 0,2% электропроводность резко снижается. При легировании меди 0,51% Ca электропроводность сплава составляет 72%.

Показано, что сплавы с содержанием Cd до 0,6...0,7% обладают сравнительно высокой электропроводностью, составляющей, как минимум, 88% электропроводности меди, а при содержании Cr до 0,85% - 78...80%. Из этих сплавов можно получить высококачественные фасонные электропроводные отливки.

Как показали результаты исследования, в сплавах до 0,85% Cd заметно повышение прочности меди. В этом случае предел прочности возрастает от 225 до 460 МПа. В сплавах Cu - Mg и Cu - Ca наибольшая величина предела прочности составляет 360...375 МПа, а в сплаве Cu + 0,88% Cr - до 420 МПа. Сравнительно низкие результаты наблюдаются при легировании меди с Al, Se и Te. При содержании Te до 0,7% определенно увеличивается предел прочности меди, а при еще большем количестве изменений незаметно.

Наиболее сильное понижение относительного удлинения образцов заметно при легировании меди с Se, Te и Cr. При легировании Cd до 0,66% относительное удлинение меди снижается до 17...18%, а при 0,66...0,85% Cd оно достигает 12...13%. При легировании 0,1...0,6% Cr относительное удлинение снижается от 18 до 10%. При легировании Te и Se до 1,0% величина относительного удлинения снижается до 6...7%, а в сплавах Cu-Mg - до 30...32%. Аналогичные результаты получены также в сплавах, легированных до 1,0% Al, где относительное удлинение составляет 37...38%. В сплавах Cu - Ca относительное удлинение снижается до 17...18%. Легирующие элементы влияют на твердость меди по аналогии с относительным удлинением. На твердость меди в большей степени влияет Cr, а в меньшей - Cd и Al.

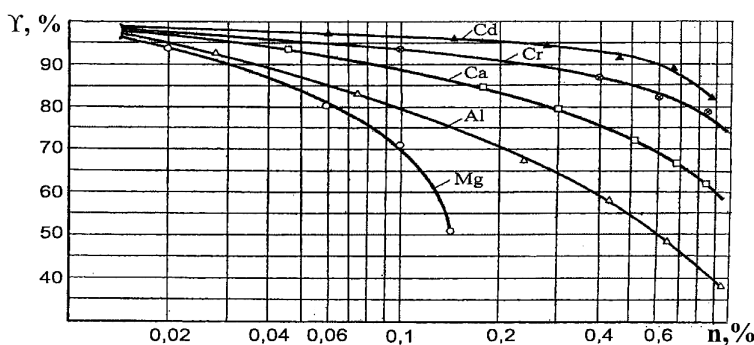


Рис. 3. Влияние легирующих элементов на электропроводность меди

Резкое повышение пористости меди заметно при легировании Ca и Mg. Это обусловлено появлением широкого интервала кристаллизации. Al и Cr почти незаметно увеличивают пористость меди, поскольку сплавы Cu + 1% Al и Cu + 1,0% Cr имеют сравнительно малый интервал кристаллизации.

Дана оценка горячеломкости малолегируемых медных сплавов, основываясь на трещиностойкости отливок. Выявлено, что низкой трещиностойкостью обладают сплавы Cu - Al и Cu - Ca с содержанием Al и Ca до 1,0%, а высокой трещиностойкостью - сплавы Cu - Cr и Cu - Mg. Показано, что сплавы Cu - Mg непригодны для изготовления ответственных

фасонных электропроводных отливок ввиду их сравнительно низкой электропроводности, высокой пористости, низких механических свойств.

Сплавы меди, легированные Cd, имеют сравнительно высокую электропроводность (82...97% электропроводности меди), достаточные механические свойства и некоторые литейные свойства, однако склонны к образованию горячих трещин.

При легировании меди Se и Te, ввиду высокой горячеломкости и низкой жидкотекучести сплавов, получение качественных отливок представляет довольно сложный процесс, следовательно, их применение нецелесообразно.

Сплавы меди, содержащие до 1,0% Al, обладают достаточными физико-механическими и низкими литейными свойствами, в том числе имеют высокую горячеломкость, высокую электропроводность и сравнительно дешевые. Сплавы Cu - Sn имеют достаточные физико - механические свойства, высокую жидкотекучесть и малую трещиностойкость, что объясняется их редким использованием при получении сложных фасонных отливок. Сплавы Cu - Cr обладают высокими физико-механическими свойствами, малой жидкотекучестью и сравнительно дешевые. Установлено, что при получении малолегированных медных сплавов хромом в открытых плавильных печах происходят значительные потери хрома, связанные с его активностью по отношению к кислороду, находящемуся в расплаве. В этом случае в расплаве образуются трудноудаляемые твердые оксидные включения (Cr_2O_3), которые, проникая в отливки, резко снижают их физико-механические свойства. Образование оксидных включений предотвращается при совместном стехиометрическом добавлении хрома вместе с бором в виде лигатуры Cu-B. Оптимальное количество бора составляет 0,05...0,06%.

По результатам исследования приняты следующие оптимальные технологические режимы изготовления малолегированных медных сплавов с высокими литейными и физико-механическими свойствами: при монолегировании - содержание легирующих элементов 0,85%, плавка под защитным слоем флюса, температура заливки - 1180°C; при совместном легировании - содержание легирующих элементов - (0,15...0,45)%Cr и (0,05...0,06)%B, плавка под защитным слоем флюса, температура заливки 1180°C.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Чуркин Б. С.** Теоретические основы литейных процессов.- Свердловск, 1991. - 200 с.
2. **Курдюмов А.В., Пикунов М.В., Чурсин В.М.** Литейное производство цветных и редких металлов. – М.: Металлургия, 1986. – 352 с.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 16.02.2004.

**Ս.Գ. ԱՂԲԱԼՅԱՆ, Գ.Ս. ՀՈՎՍԵՓՅԱՆ, Հ.Ա. ԿԱՐԱՊԵՏՅԱՆ,
Հ.Ժ. ԳԱԼՍՏՅԱՆ**

**ՊՂՆՁԻ ՀԱՄԱՁՈՒԼՎԱԾՔՆԵՐԻ ՁՈՒԼՍԱՆ ԵՎ ՖԻԶԻԿԱՄԵԽԱՆԻԿԱԿԱՆ ՀԱՏԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ
ԲԱՐՁՐԱՑՈՒՄԸ**

Հետազոտված են ալյումինի, մագնեզիումի, սելենի, թելուրի, կալցիումի, քրոմի և կադմիումի ազդեցությունները դրանցով լեգիրված պղնձի ձուլման և ֆիզիկամեխանիկական հատկությունների վրա: Բացահայտված է մինչև 1,0%-ով լեգիրման դեպքում այդ տարրերի տարաբնույթ ազդեցությունը պղնձի հիմքով բարձր էլեկտրահաղորդիչ համաձուլվածքների տեխնիկական բնութագրերի վրա:

**S.G. AGHBALYAN, G.S. HOVSEPYAN, H.A. KARAPETYAN,
H.ZH. GALSTYAN**

**IMPOVEMENT OF MOULDING AND PHYSICAL-MECHANICAL COPPER ALLOY
PROPERTIES**

The influence of doped elements (Al, Mg, Se, Te, Ca, Cr and Cd) on moulding and physical - mechanical properties of copper alloys, as well as on technical characteristics of high electric conductive copper alloys is studied.

М.В. МАРТИРОСЯН

КОМПОЗИЦИОННЫЙ МАТЕРИАЛ ДЛЯ ЭЛЕКТРОИЗВЛЕЧЕНИЯ ТЯЖЕЛЫХ ЦВЕТНЫХ МЕТАЛЛОВ

Исследовано поведение композиционного анода из двуокиси свинца, полученного электролитическим способом в сернокислых растворах. Показано, что такой анодный материал более коррозионностойкий и сравнительно меньше загрязняет катодный осадок.

Ключевые слова: нерастворимый анод, композиционный материал, электролиз, электроизвлечение, сернокислый раствор, осадок, коррозия.

Производство металлов методом выщелачивания бедных руд и последующего электроизвлечения (SX/EW-процесс) является одной из передовых технологий в современном этапе развития. Успешная реализация этого процесса позволит резко увеличить выпуск тяжелых цветных металлов с минимальным ущербом окружающей среды.

Процесс электроизвлечения в сернокислых электролитах осуществляется с помощью нерастворимых анодов, которые в основном изготавливаются из сплавов на основе свинца. Электроды из этих материалов не отличаются высокой коррозионной стойкостью при анодной поляризации в сильных сернокислых растворах, а продукты их разрушения загрязняют катодный осадок вследствие механического захвата и совместного разряда ионов при высоких плотностях тока. Формирование на аноде защитного слоя из двуокиси свинца происходит достаточно долго, и за это время образующийся катодный металл (осадок) сильно загрязняется различными примесями. При этом срывается непрерывность процесса, а следовательно, снижаются экономические показатели.

Известно, что в процессе электроокисления щелочно-хлоридных растворов в качестве анодов широко используют композиционные материалы, которые представляют собой металлические подложки, покрытые двуокисью свинца [1]. В качестве подложек могут быть использованы многие металлы и сплавы (Ni, Cu, Sn, Al, Ta, Ti, сталь, монель и т.д.), а также стекло, фарфор, керамика, пластмассы. Формирование двуокиси свинца на подложке производится электрохимическим путем в азотнокислых электролитах. Композиционные аноды отличаются высокой коррозионной стойкостью, улучшают эффективность электровосстановления, а также уменьшают энергетические затраты.

Целью настоящей работы является исследование поведения композиционного анода из двуокиси свинца, нанесенного на титановую подложку, при электроизвлечении цинка из сернокислого раствора.

Получение композиционного нерастворимого анода электрохимическим методом представляет собой процесс образования на инертной электропроводной подложке осадка двуокиси свинца с определенной структурой и

свойствами. В качестве подложки использовали пластину из титана марки ВТ1-0 толщиной 3 мм. Осаждение двуокиси свинца производили в азотнокислых электролитах, являющихся технически доступными и дешевыми, позволяющих работать с высокой концентрацией свинца и, следовательно, с высокими плотностями тока, получать осадки хорошего качества. Основным компонентом азотнокислого электролита служил азотнокислый свинец $[Pb(NO_3)_2]$ из расчета 250 г/л. Для предотвращения выделения свинца на катоде во время электролиза в азотнокислый раствор вводили 20 г/л нитрата меди. Катодом служила медная пластинка. Плотность тока поддерживалась в пределах 0,05...0,06 А/см², температура электролита составляла 20...22 °С.

Испытание композиционного анода производили в сернокислом растворе с содержанием 45 г/л цинка и 185 г/л H₂SO₄ при плотности тока 0,055...0,06 А/см² и температуре электролита 30±1°С. Результаты испытания сравнивали с данными, полученными при электролизе цинка из сернокислого раствора, где в качестве нерастворимого анода служил свинцово-серебряный сплав Pb-0,8% Ag, который подвергался предварительной подготовке в течение 2,5 суток, с целью формирования защитного слоя из двуокиси свинца при повышенной поляризации.

Изучение электроосажденных осадков показало, что осадки, сформированные на основе титана, более качественные по сравнению с наиболее коррозионностойким свинцово-серебряным анодом. На композиционном аноде образуется плотный, блестящий осадок толщиной 80...110 мкм, отличающийся хорошей сцепляемостью с подложкой. Исследование структуры электроосажденного осадка методом рентгеноструктурного анализа показало, что двуокись свинца кристаллизуется в α (орторомбической) модификации, отличающейся значительной прочностью. Возникновение α модификации двуокиси свинца объясняется тем, что на поверхности растущих кристаллов двуокиси свинца не происходит адсорбция серной кислоты в значительном количестве [2]. Сформировавшийся осадок состоит из сравнительно крупных кристаллов, плотно прилегающих друг к другу.

Осадки, сформировавшиеся на аноде Pb-0,8% Ag, менее плотные, матовые и отличаются слабой сцепляемостью с основой. В ходе электролиза, уже через несколько дней, поверхность анода разрыхляется. Это указывает на то, что в процессе разрушения свинцово-серебряного анода значительную роль играет поведение металлического свинца под слоем двуокиси свинца. Разрыхление поверхности анода, видимо, связано с образованием ряда промежуточных продуктов в виде свободных радикалов (OH[•], SO₄²⁻, O²⁻, HSO₄⁻). Взаимодействие этих радикалов между собой с образованием конечных продуктов протекает на поверхности анода; при этом двуокись свинца играет роль катализатора, в результате которого разрыхляется, облегчая растворение металлического свинца.

В таблице приведены данные усредненного режима и результаты испытаний анодов, из которых следует, что при почти одинаковом анодном потенциале выход по току цинка при работе с композиционным анодом несколько выше.

Усредненный режим и результаты испытаний анодов

Параметры	Традиционный анод Pb-0,8% Ag	Композиционный анод Ti-PbO ₂
Плотность тока, A/cm^2	0,05 ... 0,055	0,05 ... 0,055
Продолжительность электролиза, ч	168	168
Потенциал анода, В	2,00 ... 2,01	2,03 ... 2,04
Выход цинка по току, %	89,3	92,7
Содержание свинца в катодном цинке, %	0,009 ... 0,017	0,003 ... 0,006

Повышенный выход по току связан с меньшей степенью ионизации свинца и его поступления в электролит. Значительно увеличивается также чистота получаемого катодного цинка по содержанию свинца, количество которого снизилось в несколько раз.

Характер изменения поляризации испытуемых анодов одинаков (см. рис.).

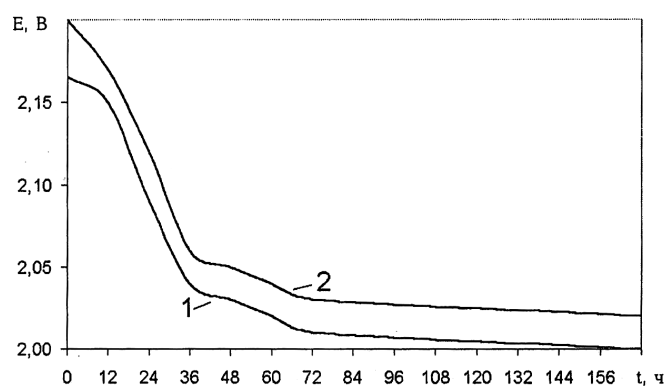


Рис. Изменение потенциала анода от времени поляризации:
1 - Pb-0,8% Ag; 2 - Ti-PbO₂

После 36...48 ч электролиза потенциалы анодов практически совпадают. Первоначальный высокий потенциал связан с тем, что при прохождении тока через анодную цепь его поверхность покрывается кристаллами непроводящего сульфата свинца. На свободных от них местах повышается плотность тока, что приводит к увеличению потенциала анода. При этом становится возможным окисление свинца до высокой валентности с образованием проводящей защитной пленки из двуокиси свинца. Продолжительность формирования защитной пленки обычно составляет 20...24 ч при плотности

тока 0,04...0,05 А/см². За это время идет увеличение рабочей поверхности анода из-за его коррозии, в результате которого потенциал анода снижается с максимального до установившегося.

Таким образом, композиционный анод, состоящий из пленки двуокиси свинца, электроосажденной на титановой подложке, обладает более высокой коррозионной стойкостью в сернокислых растворах по сравнению со свинцово-серебряным анодом. Применение композиционного анода при электроизвлечении цинка из сернокислых растворов позволит значительно снизить количество свинца в катодном цинке и получить цинк высокой чистоты - порядка 99,992 %.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Emery A.T., Parker J.** Elektrochem. Soc. // Reviews and News.-1973. - V. 120, N11.- P.323.
2. **Астахов И.И., Киселева И.Г., Кабанов Б.Н.** ДАН СССР. – 1959. - Т.126, N5.- С.1041-1043.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 22.09.2003.

Մ.Վ. ՄԱՐՏԻՐՈՍՅԱՆ

ԿՈՄՊՈԶԻՑԻՈՆ ՆՅՈՒԹ ԾԱՆԴ ԳՈՒՆԱՎՈՐ ՄԵՏԱՂՆԵՐԻ ԷԼԵԿՏՐԱԿՈՐԶՄԱՆ ՀԱՄԱՐ

Հետազոտված է էլեկտրոլիտիկ եղանակով ստացված կապարի երկօքսիդի կոմպոզիցիոն անոդի վարքագիծը սուլֆատ-թթվային լուծույթում: Ցույց է տրված, որ այդպիսի անոդային նյութն ավելի կոռոզիոնակայուն է և համեմատաբար քիչ է աղտոտում կաթոդային նստվածքը:

M.V. MARTIROSYAN

COMPOSITE MATERIAL FOR ELECTROWINNING OF HEAVY NON- FERROUS METALS

The behaviour of a composite lead dioxide anode in the sulphuric acid solutions is investigated. It is shown that such an anode is more corrosion resistant and less contaminates the cathodic deposit.

Н.Г. МЕЛИКСЕТАН

СРАВНИТЕЛЬНАЯ ОЦЕНКА РАБОТОСПОСОБНОСТИ НЕКОТОРЫХ ФРИКЦИОННЫХ БЕЗАСБЕСТОВЫХ ПОЛИМЕРНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Разработана методика экспериментов для сравнительной оценки работоспособности фрикционных материалов по правилам международных стандартов Европейского Экономического Комитета при ООН. Исследованы трибологические характеристики безасбестовых фрикционных материалов по разработанной методике. Для применения в парах трения дисково-колодочных тормозов автомобилей зарубежного производства предлагается фрикционный безасбестовый полимерный материал типа Бастенит Б-3.

Ключевые слова: фрикционный безасбестовый полимерный материал, коэффициент трения, высокотемпературное изнашивание, фрикционная теплостойкость.

Введение. Фрикционные безасбестовые полимерные материалы (ФБПМ) являются новым классом, не содержащим в своих композиционных составах вредного для здоровья человека асбестового волокна. Они успешно используются многими зарубежными ведущими фирмами по автомобилестроению и разработке тормозных фрикционных материалов, и их эксплуатация дает весьма положительные результаты. Их единственным недостатком является высокая себестоимость в связи с использованием дорогостоящих волокнистых материалов и порошкообразных наполнителей.

В числе первых в бывшем СССР авторами [1] в результате комплексного исследования асбополимерных материалов разработаны и подтверждены авторскими свидетельствами СССР новые, сравнительно недорогие ФБПМ типа Бастенит на основе базальтовых и стеклянных волокон, полученных из горных минералов Армянского месторождения. Лабораторные, стендовые и натурные испытания разработанных ФБПМ в ведущих организациях СССР по изготовлению тормозных фрикционных материалов подтвердили их пригодность применения в тормозных устройствах транспортных средств. Было выявлено, что при использовании стеклянных и базальтовых волокон, а также их комбинаций с фенолформальдегидной смолой и каучуком, наряду с обеспечением экологической безопасности, проявляется также и положительный технический эффект, заключающийся в стабилизации тормозных характеристик фрикционной пары, повышении коэффициента трения и эффективности торможения [2].

Однако для усовершенствования технико-экономических показателей этих материалов и их выпуска в качестве запасных частей тормозов зарубежных легковых автомобилей (Опель, Фольксваген, Ауди, Мерседес, БМВ, Вольво и др.), эксплуатирующихся в Армении, требуются дополнительные исследования. В частности, необходимо выявить соответствие материалов типа Бастенит к требованиям стандартов Европейской Экономической Комиссии при ООН, касающихся процесса торможения в транспортных средствах [3].

Экспериментальные исследования. Экспериментальному исследованию подверглись ФБПМ Текстар Т-476 (ФРГ), ДББ-33700 (Украина), КБР-3615(Юж. Корея), прошедшие испытания по правилам стандартов [3], и Бастенит Б-3.

Методика проведения сравнительных экспериментов базировалась на двухэтапном рациональном цикле испытаний, включающем соответственно испытание фрикционных образцов на лабораторной машине трения И-47-К-54 в стационарном режиме путем моделирования режимных параметров фрикционных устройств, на основании предпосылок физического моделирования износа, теории подобия и анализа размерностей и исследования работоспособности тормозных колодок в натурном узле на инерционном стенде ТС-1. Геометрические параметры, значения комплекса геометрических параметров узлов трения и масштабных коэффициентов перехода от натуральных к модельным испытаниям рассчитывались по методике [2].

Задаваемые режимные параметры лабораторных и стендовых испытаний представлены в табл. 1.

Таблица 1

Задаваемые режимные параметры испытаний

Испытание	Параметр				
	Скорость скольжения, $V, \text{ м/с}$	Удельное давление, $P, \text{ МПа}$	Удельная мощность, $B\text{м/см}^2$	Конечная температура, $T, ^\circ\text{C}$	Количество торможений, z
Стендовые	31,9	2,0...8	210	440...520	15
Лабораторные	7,5	2,0	-	600	-

Программа лабораторных испытаний была выбрана на основании рекомендаций [2]. Стендовые испытания проводились по требованиям Правил ЕЭК ООН ¹ 13-Н и предусматривали этапы экспериментов, представленные в табл. 2.

При лабораторных испытаниях в качестве материала металлических контртел был использован серый чугу́н марки СЧ 20 с параметрами шероховатости поверхности трения 20 ...16,5 *мкм*.

Таблица 2

Этапы и режимные параметры стендовых испытаний					
Этап испытаний	Параметр				
	Давление в системе, P , МПа	Начальная скорость торможения, V , м/с	Температура накладки T , °С	Период торможения, t , с	Количество торможений, z
Приработка	5,0	22,2	конеч. 100	по T	-
Эффективность в зависимости от давления	2,0	22,2	конеч. 100	по T	3
	4,0				
	6,0				
	8,0				
Эффективность в зависимости от скорости	5,0	11,1	конеч. 100	по T	3
		22,2			
		31,9			
Нагревной цикл	5,0	31,9	100...520	45	15
Восстанавливаемость в зависимости от давления	2,0	22,2	конеч. 100	по T крат.50	3
	4,0				
	6,0				
	8,0				
Восстанавливаемость в зависимости от скорости	5,0	11,1	конеч. 100	по T крат.50	3
		22,2			
		31,9			

Обсуждение результатов. Экспериментальные данные лабораторных испытаний выбранных материалов приведены на рис. 1. Их анализ показывает следующее.

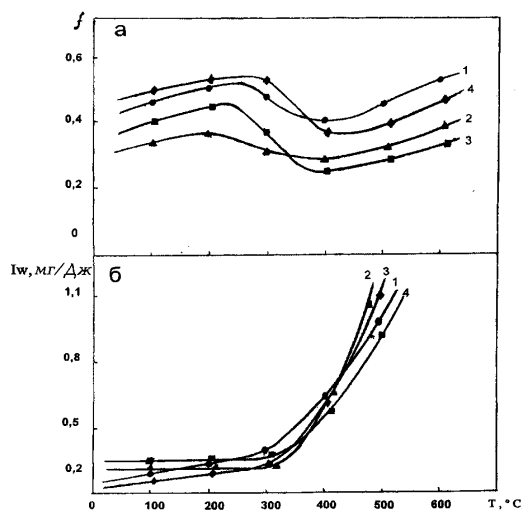


Рис.1. Зависимости коэффициента трения (а) и энергетической интенсивности изнашивания (б) ФБПМ от температуры:
1 -Бастенит Б-3;
2 - КБР – 3615;
3 - ДББ-33700 ;
4 - Т-476

По фрикционным свойствам материал типа Бастенит Б-3 во всем температурном интервале превосходит материалы ДББ-33700 и КБР-3615, а разброс значений коэффициента трения не превышает 5%, уступает лишь материалу Т-476. Энергетическая интенсивность изнашивания материала Бастенит Б-3 находится на уровне показателей аналогов и отвечает требованиям стандарта [3]. Следовательно, материал Бастенит Б-3 при выбранных условиях сравнительных лабораторных испытаний обладает удовлетворительными трибологическими свойствами и по работоспособности не уступает зарубежным общеизвестным аналогам.

Существует также общая закономерность трения и износа выбранных материалов. Средний коэффициент трения материалов с повышением температуры первоначально увеличивается и принимает максимальное значение при температурах 220...310°C. В этом интервале зависимость энергетической интенсивности изнашивания от температуры имеет линейный характер. С повышением температуры коэффициент трения уменьшается до минимального значения при температурах 360...420°C. При этом интенсивность изнашивания увеличивается, и нарушается ее линейная зависимость от температуры. Выше 430 °C наблюдается повышение как коэффициента трения, так и интенсивности изнашивания, и наступает режим интенсивного разрушения поверхностных слоев фрикционных образцов. Зона зависимости коэффициента трения материалов от поверхностной температуры состоит из трех основных участков: повышения коэффициента трения, его уменьшения и повторного повышения.

Результаты стендовых испытаний представлены на рис. 2-4. Тормозные колодки, изготовленные из выбранных материалов, имеют приемлемые свойства и по своим характеристикам отвечают требованиям безопасности стандарта ЕЭК ООН (Правило 13, приложение 15). При нагревном цикле разброс значений тормозного момента не превышает 15% (рис. 4) и находится на уровне показателей [3]. Значения эффективности торможения в зависимости от давления в приводе (рис. 2 а) и от скорости скольжения (рис. 3 а) укладываются в зону 15%-го допуска. Показатели восстанавливаемости торможения в зависимости от давления в приводе (рис. 2 б) и от скорости скольжения (рис. 3 б) не отличаются от нормативных показателей стандарта [3].

Тормозные колодки, изготовленные из материала Бастенит Б-3, по эффективности и восстанавливаемости торможения в зависимости от скорости скольжения и давления в приводе не уступают аналогам, а в отношении чувствительности к тормозному моменту при нагревном цикле - превосходят их (разброс значений тормозного момента в зависимости от температуры составляет 7...8%). Как и при лабораторных испытаниях, здесь они также обеспечивают достаточную работоспособность.

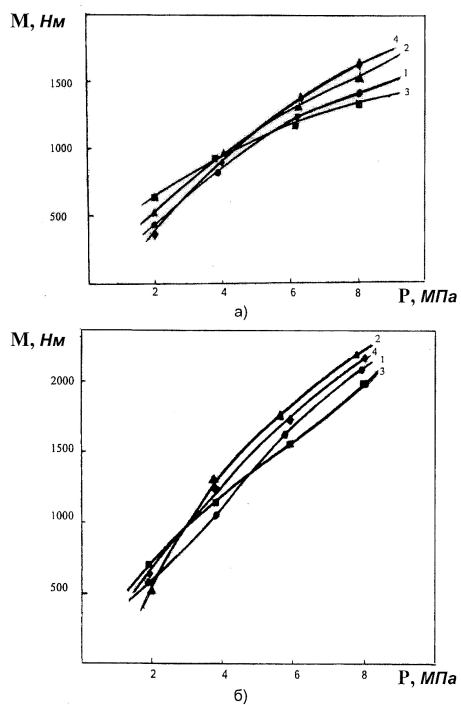


Рис.2. Зависимости тормозного момента от давления в приводе до (а) и после (б) нагревного цикла: 1 -Бастенит Б-3; 2 - КБР – 3615; 3 - ДББ-33700 ; 4 - Т-476

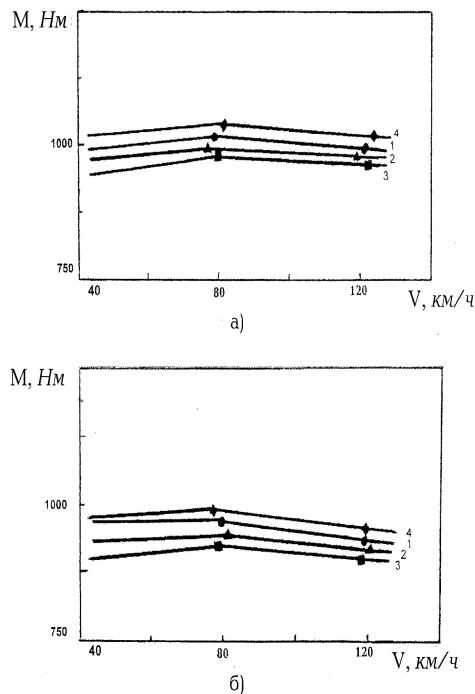


Рис. 3. Зависимости тормозного момента от скорости скольжения до (а) и после (б) нагревного цикла: 1 -Бастенит Б-3; 2- КБР – 3615; 3 - ДББ-33700 ; 4 - Т-476

Из рис. 2 и 3 видно, что выбранные материалы по эффективности и восстанавливаемости торможения до и после нагревного цикла имеют различные характеристики. Это результат происходящих при нагреве механохимических и структурных превращений, процессов фрикционного переноса и других трибохимических явлений, которые являются постоянно действующими факторами и необратимо меняют свойства поверхностных слоев фрикционных материалов.

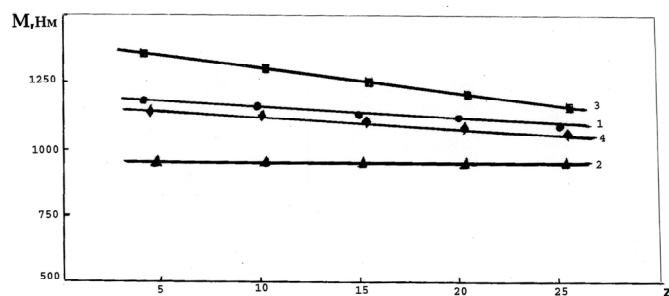


Рис.4. Нагревной цикл: 1 –Бастенит Б-3; 2 - КБР – 3615; 3 - ДББ-33700 ; 4 - Т-476

Заклучение. Экспериментальная методика на основе двухэтапного рационального цикла испытаний дает возможность комплексно исследовать фрикционные материалы в рамках требований международных стандартов и объективно оценить работоспособность фрикционной пары. Сравнительный анализ работоспособности фрикционных безасбестовых полимерных материалов показывает, что материал типа Бастенит Б-3 удовлетворяет требованиям стандарта ЕЭК ООН в отношении торможения и может быть рекомендован для дорожных эксплуатационных испытаний.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Погосян А.К., Меликсетян Н.Г., Ламбарян Н.А.** Разработка и исследование безасбестовых фрикционных материалов //Трение и износ.-1987.-Т.8, 15. – С. 785-791.
2. **Погосян А.К., Сысоев П.В., Меликсетян Н.Г. и др.** Фрикционные композиты на основе полимеров.- Мн.: Информтрибо, 1992. - 218 с.
3. Единообразные предписания, касающиеся официального подтверждения транспортных средств в отношении торможения // Правило ЕЭК ООН. - 1 13. -1973.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 05.06.2004.

Ն.Գ. ՄԵԼԻԿՏԵՅԱՆ

ՈՐՈՇ ԱՍԲԵՍՏԱԶԵՐԾ ՊՈԼԻՄԵՐԱՅԻՆ ՇՓԱԿԱՆ ՆՅՈՒԹԵՐԻ ԱՇԽԱՏՈՒՆԱԿՈՒԹՅԱՆ ՀԱՄԵՄԱՏԱԿԱՆ ԳՆԱՀԱՏՈՒՄԸ

Մշակված է շփական նյութերի աշխատունակության գնահատման փորձարարական մեթոդիկա՝ համաձայն ՄԱԿ-ին կից Եվրոպական տնտեսական կոմիտեի միջազգային ստանդարտների կանոնների: Ըստ այդ մեթոդիկայի՝ հետազոտված են ասբեստազերծ շփական նյութերի շփագիտական բնութագրերը: Առաջարկվում է Բաստենիտ Բ-3 մակնիշի ասբեստազերծ շփական պոլիմերային նյութ՝ արտասահմանյան արտադրության ավտոմեքենաների կոճղասկավառակային արգելակներում օգտագործելու համար:

N.G. MELIKSETYAN

COMPARATIVE EVALUATION OF ASBESTO-FREE FRICTION POLYMER MATERIALS DURABILITY

The test method for comparative evaluation of friction material durability due to the International Standards of European Economic Committee (EEC) of UN is developed. The tribological characteristics of non-asbestos friction materials according to the developed methods are studied. An asbestos-free friction polymer material of Bastenite B-3 type applying in disc brake pads friction pairs for foreign motor cars is suggested.

Л.А. ХАЧАТРЯН, Н.Б. ЕРИЦЯН, В.В. АРУТЮНЯН

НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ СИНТЕЗА РАСШИРЯЮЩЕЙСЯ ЧЕТЫРЕХКРЕМНЕФТОРИСТОЙ СЛЮДЫ ИЗ СИНТЕТИЧЕСКОГО СИЛИКАТНОГО СЫРЬЯ

Рассмотрены результаты экспериментальных исследований по совершенствованию метода и оптимизации физико-химических параметров процесса получения из расплава расширяющейся Na-четырёхкремнефтористой слюды из синтетического дигидрата силиката магния (ДГСМ)- $\text{MgO} \cdot \text{SiO}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$. Исследованы реакционные смеси ДГСМ - MgF_2 - Na_2SiF_6 и ДГСМ - Na_2SiF_6 - NaF , составы которых близки к стехиометрии Na-четырёхкремнефтористой слюды ($\text{NaMg}_{2,5}[\text{Si}_4\text{O}_{10}]\text{F}_2$) в интервале 1080 ... 1225 °С.

Ключевые слова: четырёхкремнефтористая слюда, синтез, расплав, синтетическое силикатное сырьё.

Слюды - весьма распространенные в природе и широко используемые в практике минералы класса слоистых силикатов. Однако они обладают более высокими потребительскими качествами при искусственном изготовлении. Основным параметром оценки качества слюды является характеристическое отношение диаметра к ее толщине. Чем оно выше, тем лучше свойства материалов на основе слюд. Существующие способы механической, механохимической, термохимической, электрохимической, гидротермальной дезинтеграции (расщепления) кристаллов слюды по плоскостям совершенной спайности позволяют получить частицы толщиной $\sim 1 \dots 5 \text{ мкм}$ [1-5]. Однако для удовлетворения современных требований к слюдосодержащим материалам необходимо получать слюды в виде ультратонких частиц (толщиной $< 1 \text{ мкм}$). В связи с этим возрос интерес к набухающим (расширяющимся) триоктаэдрическим 2:1 термостабильным филлосиликатам, в том числе к расширяющимся фтортетракремнистым слюдам (ФТКС), к которым относится и Na-четырёхкремнефтористая слюда. В кристаллах этих структурных соединений связь между слоями слабая, и ионы щелочных металлов, координированные между слоями, легко гидратируются. В результате гидратации эти слоистые силикаты легко расщепляются на ультратонкие частицы толщиной $\leq 50 \text{ \AA}$, способные образовать с водой стабильный и однородный золь. В этом состоянии ФТКС обладают уникальными химическими и физико-техническими характеристиками и являются дефицитным и перспективным сырьем для многих отраслей промышленности и современной техники [6-11]. Одним из научных направлений совершенствования методов получения расширяющихся ФТКС является использование синтетических силикатов, в частности, синтетического дигидрата силиката магния (ДГСМ).

Для получения расширяющейся Na-четырёхкремнефтористой слюды ($\text{NaMg}_{2,5}[\text{Si}_4\text{O}_{10}]\text{F}_2$) в качестве модельных были выбраны системы ДГСМ - MgF_2 - Na_2SiF_6 и ДГСМ - Na_2SiF_6 - NaF . Na-четырёхкремнефтористую слюду получают

из расплава (при 1300...1500°C) с использованием исходных смесей, состоящих из чистых реактивов (SiO_2 , SiF_4 в виде газа, MgO , MgF_2 , Na_2O , NaF , Na_2SiF_6 и др.), с дальнейшим охлаждением полученного расплава для кристаллизации [6].

В настоящей работе изложены результаты оптимизации физико-химических условий процесса синтеза Na-четырёхкремнефтористой слюды путем кристаллизации расплава, полученного из реакционных смесей в вышеуказанных системах. Эта работа является продолжением исследований по синтезу слоистых и волокнистых фторсиликатов из синтетических силикатов. Ранее нами сообщалось о получении расширяющейся фторслюды Na-тениолита [12].

Экспериментальная часть

Методика эксперимента. В качестве исходных веществ использовали полученный нами ДГСМ и реактивы Na_2SiF_6 , NaF и MgF_2 квалификации **х.ч.** Оксидный состав ДГСМ, рассчитанный на основании химического анализа (мас.%): SiO_2 44,03; MgO 27,78; R_2O_3 0,8; H_2O^+ 14,80; H_2O^- 12,41; Σ 99,82, близок к стехиометрическому ($\text{MgO} \cdot \text{SiO}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$). ДГСМ был исследован кристаллооптическим, термическим, рентгенографическим методами при комнатной и высокой температурах. Подробности о ДГСМ и его поведении при нагревании приведены в [13].

Фазовый состав продуктов обработки ДГСМ (т.е. поликристаллических образцов) и полученная Na-четырёхкремнефтористая слюда исследованы методами кристаллооптического и рентгенографического анализов.

Составы реакционных смесей рассчитывали, исходя из формулы Na-четырёхкремнефтористой слюды ($\text{NaMg}_{2,5}[\text{Si}_4\text{O}_{10}]\text{F}_2$), с некоторым избытком фтора. Были изучены реакционные смеси ДГСМ- Na_2SiF_6 - MgF_2 (I) и ДГСМ- Na_2SiF_6 - NaF (II).

Синтез слюды осуществляли во фторустойчивых сосудах в электрических печах сопротивления.

Результаты и их обсуждение. Кристаллосинтез Na-четырёхкремнефтористой слюды осуществляли путем плавления реакционных смесей I и II в интервале температур 1080 ... 1225°C. Полученные расплавы выдерживали при этих температурах в течение 1 ... 2 ч, после чего проводили кристаллизацию этих расплавов путем их охлаждения с различной скоростью.

Исследования показали, что фазовый состав синтезированных образцов (т.е. процент выхода фторслюды), а также морфология и размеры кристаллов фторслюды зависят от состава реакционных смесей (от отклонения стехиометрического состава исследуемых смесей), температурно-временных условий процесса плавления этих смесей, скорости охлаждения полученных расплавов и т.п.

Отклонение составов реакционных смесей I и II привело к изменению температур плавления и кристаллизации расплавов. При этом в продуктах синтеза снизилось количество фторслюды. Проведенные исследования показали, что максимальное содержание фторслюды (~90, ~98%) наблюдалось в образцах, полученных из реакционных смесей, составы которых близки к стехиометрии Na-четырёхкремнефтористой слюды с небольшим избытком фтора (1 ... 2 мас.%).

На состав, а следовательно, на кристаллизационные свойства полученных расплавов влияет не только химический состав исследуемых смесей, но и физико-химические особенности поведения этих смесей при нагревании.

Экспериментально было доказано, что в интервале 60...800°C в исследуемых смесях происходят процессы дегидратации и дегидроксилирования ДГСМ, разложение кремнефторида натрия (Na_2SiF_6), гидролиз фторида магния (MgF_2) и др. [13-16].

С повышением температуры в реакционных смесях происходят сложные твердофазовые реакции с участием газовой и жидкой (расплав оксидно-фторидного состава) фаз, в результате чего ускоряются процессы плавления исследуемых смесей. Полное плавление смесей I и II происходило в течение 0,5...2 ч при $1200 \pm 5^\circ\text{C}$ и $1120 \pm 5^\circ\text{C}$ соответственно. При этом в результате гомогенизации получались расплавы, которые охлаждались для кристаллизации. Максимальный выход Na-четырёхкремнефтористой слюды (~90 и ~98%) ограничивался скоростями охлаждения $430...450^\circ\text{C/ч}$ и $370...390^\circ\text{C/ч}$ соответственно. Следует отметить, что изменение как составов реакционных смесей от стехиометрии, так и температурно-временных условий процессов плавления смесей и скорости охлаждения полученных расплавов от вышеуказанных значений приводит к снижению количества слюды (<~90 и <~98%) и возрастанию содержания примесей в виде фторидов с $n_m < 1,39$, фторнорбергита ($\text{Mg}_2\text{SiO}_4 \cdot \text{MgF}_2$) с $n_m = 1,546$, стекла с $n_m = 1,490...1,506$, форстерита с $n_m = 1,650$, фторамфибола с $n_m = \sim 1,587$ в синтезируемых образцах.

В итоге проведенные исследования позволяют предположить, что процессы синтеза расширяющейся Na-четырёхкремнефтористой слюды из реакционных смесей I и II на основе ДГСМ отличаются как друг от друга, так и от реакционных смесей, состоящих из **х.ч.** компонентов. Сравнительная легкость процессов синтеза этой фторслюды из реакционных смесей I и II обеспечивается вероятным образованием при более низких температурно-временных и др. условиях аналогичных структурных мотивов в виде кремнекислородных анионов типа $[\text{Si}_2\text{O}_5]^{2-}$ в расплавах, полученных из исследуемых смесей, и в структуре слюд. То есть, расплавы, полученные из исследуемых смесей, обладают высокой кристаллизационной способностью. Следует отметить, что максимальный выход Na-четырёхкремнефтористой слюды (~98%) наблюдался при применении реакционной смеси II. Высокую реакционную активность смесей I и II, в частности, можно объяснить высокой дисперсностью, однородностью, а также кристаллохимическими особенностями ДГСМ.

Синтезированные образцы представляют собой поликристаллические слитки, в которых пластинки и чешуйки, ориентированные в различных направлениях, пересекаются, образуя сноповидные, радиально-лучистые, субпараллельные агрегаты (рис.).

В дальнейшем эти слитки при 70 ... 80°C в течение 1 ... 2ч помещали в воду, количество которой в 20 ... 25 раз превышало количество слюды. При этом молекулы воды, проникшие в межслоевые пространства кристаллической решетки Na-четырёхкремнефтористой слюды, способствовали самодиспергированию синтезированных поликристаллических слитков на отдельные ультратонкие частицы и чешуйки фторслюд (толщиной $\leq 50\text{\AA}$ и диаметром в 1000 ... 5000 раз больше толщины).



Рис. Микрофотография агрегата кристаллов Na-четырекремнефтористой слюды ($\times 900$)

Синтезированная фторслюда бесцветна, в тонких листочках прозрачна, спайность кристаллов совершенная, погасание почти прямое, удлинение положительное. Кристаллооптические характеристики Na-четырекремнефтористой слюды следующие: $N'_g=1,548 - 1,552$, $N'_p=1,518 \dots 1,521$, $N'_g - N'_p=0,030 \dots 0,034$.

На рентгенограмме (табл.) синтезированной фторслюды имеется базальный рефлекс $12,28\text{\AA}$, характерный для расширяющихся фторслюд [17,18].

Таблица

Данные дифрактограммы синтезированной Na-четырекремнефтористой слюды

$d/n, \text{\AA}$	I	$d/n, \text{\AA}$	I
12,28	10	2,45	1
9,88	7	2,374	2
6,46	1	1,975	2
5,08	1	1,668	1
3,34	6	1,512	1
3,19	5	1,398	2

Таким образом, установлена возможность и найдены оптимальные условия процесса синтеза расширяющейся Na-четырекремнефтористой слюды ($\text{NaMg}_{2,5}[\text{Si}_4\text{O}_{10}]\text{F}_2$) из синтетического дигидрата силиката магния (ДГСМ - $\text{MgO} \cdot \text{SiO}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) путем кристаллизации расплава (при $1080 \dots 1225^\circ\text{C}$). Показана сравнительно высокая реакционная активность смесей на основе ДГСМ, обуславливающая сокращение продолжительности процессов синтеза Na-четырекремнефтористой слюды в ~ 2 и ~ 8 раз соответственно и снижение температуры синтеза на $\sim 200 \dots 300^\circ\text{C}$. Na-четырекремнефтористая слюда с наибольшим выходом образуется из реакционной смеси, в составе которой в качестве галогенсодержащих компонентов использовано сочетание Na_2SiF_6 и NaF .

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пат. 2041067. Россия / **И.В. Марков, В.В. Сыченков, З.Г. Бушева, В.Я. Палагин.** Способ получения тонкодисперсной слюды. - Оpubл. 09.08.95, Бюл. N 22.
2. **Пунин Ю.О., Мамина А.Х., Котельникова Е.Н.** Химическое диспергирование слюды при обработке пероксидом водорода // ЖПХ. - 1998. - Т. 71, вып. 4. - С.563-569.
3. **Ikazaki Fumikazu, Ichida Kunio, Kamiya Kunio, Kawai Akiko, Yoda Satoshi, Gotoh Akihiro**// Funtai kodak kaishi = J. Soc. Powder Technol. - Jap. - 1994. - V. 31, N 9. - P.647-651.
4. **Мецик М.С.** Физика расщепления слюд. - Иркутск: Вост. сибир. книж. изд-во, 1967. - 278 с.
5. А.с. 1530480 СССР. МКИ⁴ В 28 Д 1/32. Способ расщепления слюды / **М.А. Муромцев, Б.З. Чистяков, В.О. Бржезанский.** - Оpubл. 23.12.89, Бюл. N 47.
6. Пат. N 55-45522. Япония / **Асано Кэйдзи, Ока Родзи, Хаяси Кадвухино, Курода Тосио, Ямада Киедаи.** Получение набухающего гидрозоль из фторсодержащей слюды. - Оpubл. 11.11.81. МКИ С 04 В 35/00.
7. Пат. 4339540. США / **G.H. Beall, D.G. Grossman, S.M. Hoda, K.R. Kubinski.** Неорганические гели и изготавливаемые из них керамические бумага, пленки, волокна, картона, покрытия.- Оpubл.13.07.82. МКИ С 03.С3/22, НКИ 501/3.
8. **Такахама Коити, Хирао Седзо, Йокояма Кацу, Кисимото Такаси, Йокохава Хироси, Макино Ацуси.** Неорганический пористый материал // Мецусита дэенко к.к.-N63-299091. Заявл. 25.11.88. МКИ⁵ С 04 В 38/00. - Оpubл. 4.06.90 // Кокай Токке кохо. Сер. 3(1). 1990. - N 3. - С. 569-578.
9. **Johnson J.W., Brody J.F.** Сшитые глины и слюды // Microstruct. and Prop. Catal. : Symp. Boston. Mass. Nov 30 - Dec 3, 1987 - Pittsburgh (Pa); 1988. - P. 257-266.
10. **Takahashi M., Onuki S., Ohtsuka K., Suda M., Ono M.** Двумерный магнетизм слюды интеркалирован ионами гидроксидов Mn и Fe // J. Magn. and Magn. Mater. - 1990. - V. 84, N 1-2. - P. 13-32. Пат. 4217779. ФРГ. МКИ С 01 В 33/20 / **Coutelle Helmut, Hiavatch Jeochim, Ruf Friedrich, Schott Hartmann.** Пигмент для нанесения кистью. - Оpubл. 2.12.93.
11. **Хачатрян Л.А.** Особенности синтеза фтортетракремниевой слюды из синтетического дигидрата силиката магния // Высокотемпературная химия силикатов и оксидов: Тез. докл. VII Международной конф. - СПб, 1998. - С. 161-162.
12. **Хачатрян Л.А.** Волокнистый фторамфибол из синтетического гидросиликата магния // Химический журнал Армении. - 1998. - Т.51,N1. - С. 3-10.
13. **Хачатрян Л.А.** Синтетические волокнистые силикаты типа асбестов из горных пород Армении: Автореф. дис... канд. техн. наук. - Л., ИХС АН СССР, 1969. - 25 с.
14. **Рысс И.Г.** Химия фтора и его неорганические соединения. - М.:Госхимиздат, 1956. - 361с.
15. **Eitel W., Hatch A.R., Denny M.Y.** // J Amer. Ceram. Soc. - 1956. - V.36, N10. - P. 341-348.
16. **Хачатрян Л.А.** Особенности синтеза диспергирующейся фторслюды - Na-тениолита из синтетического дигидрата силиката магния // Химический журнал Армении НАН РА. - 2001. - Т. 54, N3-4. - С.40-47.
17. **Kunio Kitajima, Fumihiko Kayami and Nobuo Takusagawa.** Synthesis and swelling properties of fluorine micas with variable layer charges // Bull. Chem. Soc. Jap. - 1985. - V.58, N 4. - P.1325-1327.

Институт общей и неорганической химии НАН РА. Материал поступил в редакцию 20.12.2003.

Լ.Ա. ԽԱՉԱՏՐՅԱՆ, Ն.Բ. ԵՐԻՑՅԱՆ, Վ.Վ. ՀԱՐՈՒԹՅՈՒՆՅԱՆ
ԱՐՀԵՍՏԱԿԱՆ ՄԻԼԻԿԱՏԱՅԻՆ ՀՈՒՍՔԻՑ ԸՆԴԱՐՁԱԿՎՈՂ ՔԱՌԱՄԻԼԻՑԻՈՒՄԱԿԱՆ
ՖՏՈՐՓԱՅԼԱՐԻ ՄԻՆԹԵԶԻ
ՈՐՈՇ ԱՌԱՋՆԱՀԱՏԱԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐ

Ներկայացված են հրաժին եղանակով՝ հալույթից, արհեստական մագնեզիումի դիհիդրոսիլիկատից ($\text{U}^{\text{H}}\text{ZU}$) - $\text{MgO} \cdot \text{SiO}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$ ընդարձակվող Na-քառասիլիցիումիական ֆտորփայլարի ստացման մեթոդի կատարելագործման և ֆիզիկաքիմիական պայմանների օպտիմալացման փորձնական հետազոտությունների արդյունքները: Այդ նպատակով ուսումնասիրվել են $\text{U}^{\text{H}}\text{ZU}-\text{MgF}_2 - \text{Na}_2\text{SiF}_6$ և $\text{U}^{\text{H}}\text{ZU} - \text{Na}_2\text{SiF}_6 - \text{NaF}$ ռեակցիոն խառնուրդները Na-քառասիլիցիումիական ֆտորփայլարի բաղադրությանը ($\text{NaMg}_{2.5}[\text{Si}_4\text{O}_{10}]\text{F}_2$) համապատասխանող կոնցենտրացիոն տիրույթում, 1080 ... 1225°C ջերմաստիճանային միջակայքում:

L.A. KHACHATRYAN, N.B. YERITSYAN, V.V. HARUTYUNYAN

**PECULIARITIES OF DILATING TETRASILIC FLUOROMICA SYNTHESIS
FROM THE SYNTHETIC DIHYDRATE OF MAGNESIUM SILICATE**

The results of experimental research directed to synthesis method improvement and physiochemical parameters optimization of dilating Na-tetrasilic fluoromica obtaining from melt by using synthetic dihydrate of magnesium silicate (DHMS - $\text{MgO} \cdot \text{SiO}_2 \cdot 2\text{H}_2\text{O}$) are considered. Therefore, the reactionary mixtures DHMS- MgF_2 - Na_2SiF_6 and DHMS - Na_2SiF_6 -NaF with compositions next to Na-tetrasilic fluoromica stoichiometry ($\text{NaMg}_{2.5} [\text{Si}_4\text{O}_{10}]\text{F}_2$) are studied in the temperature region 1080 ... 1225°C.

Լ.Ե. ՄԱՐԳՍՅԱՆ, Ա.Մ. ՀՈՎՀԱՆՆԻՍՅԱՆ, Ա.Ա. ԱՂԱՅԱՆ

ՍՈՒԼՖԻԴԱՅԻՆ ԽՏԱՆՅՈՒԹԵՐԻՑ ԿԱՊԱՐԻ ՀԻԴՐՈՄԵՏԱԼՈՒՐԳԻԱԿԱՆ
ԿՈՐԶՄԱՆ ՏԵԽՆՈԼՈԳԻԱՅԻ ՀԵՏԱԶՈՏՈՒՄԸ

Ուսումնասիրված է տեղական բազմամետաղային խտանյութերից հիդրոմետալուրգիական եղանակով կապարի կորզման տեխնոլոգիան: Ցույց է տրված, որ խտանյութի սուլֆատացնող բովմամբ, կերակրի աղի ջրային լուծույթում բովվածքի տարրալուծմամբ և, միաժամանակ, երկաթի օգնությամբ ցեմենտացման միջոցով հնարավոր է ստանալ սպունգաձև մետաղական կապար:

Առանցքային բառեր. հիդրոմետալուրգիա, խտանյութ, կապար, բազմամետաղային, սուլֆատացում, տարրալուծում:

Ավանդական մետալուրգիայում կապարն ստացվում է սուլֆիդային խտանյութերի, մարտկոցային ջարդոնի, մալուխային պատյանների և այլ տեսակի արդյունաբերական թափոնների պիրոմետալուրգիական վերամշակմամբ [1], որի դեպքում անխուսափելի են շրջակա միջավայրին զգալի վնաս պատճառող գազային արտանետումներն ու կապարի գոլորշիները: Այդ է պատճառը, որ նոր արտադրությունների կազմակերպման ժամանակ առաջնությունը տրվում է հիդրոմետալուրգիական վերամշակման տեխնոլոգիաներին, որոնց դեպքում ոչ միայն հնարավոր է առավելագույնս կանխել միջավայրի աղտոտումը, այլև ապահովել բազմաբաղադրիչ ելանյութերից արժեքավոր տարրերի համալիր կորզում:

Հետազոտվող տեխնոլոգիայի հիմքում ընկած է սուլֆիդային միներալների փոխակերպումը ջրային միջավայրերում լավ լուծելի սուլֆատների և աղերի, այնուհետև լուծույթներից մետաղների ընտրովի կորզման հնարավորությունը [2-4]:

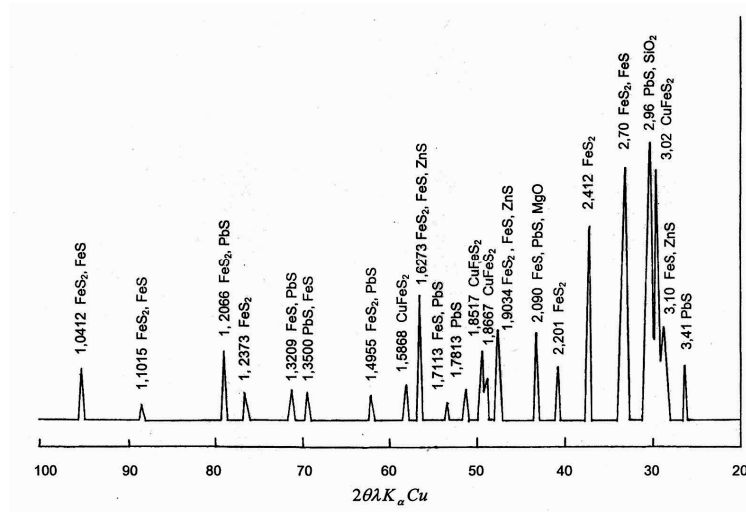
Որպես ելանյութ ընտրված Կապանի հանքարդյունահանող ընկերության կողմից թողարկվող կապարատար խտանյութը (որի քիմիական վերլուծության տվյալները և ռենտգենագրամը բերված են աղյուսակում և նկ.1-ում) բացի գալենա (PbS) միներալից, պարունակում է նաև մեծ քանակությամբ փյուրիտ (FeS_2), խալկոպիրիտ ($CuFeS_2$), սֆալերիտ (ZnS) և այլ սուլֆիդներ ու դատարկ ապարներ (SiO_2 , CaO , MgO և այլն):

Աղյուսակ

Կապարատար խտանյութի քիմիական և միներալոգիական կազմը

Տարրերը	Pb	Cu	Zn	Fe	S	Այլ տարրեր
Պարունակությունը, %	7,6	7,7	3,13	33,93	40,05	մնացածը
Միներալը	PbS	$CuFeS_2$	ZnS	$CuFeS_2$, FeS_2	սուլֆիդներ	SiO_2 , CaO , MgO , Au , Ag , Se , Te

Ուղեկցող մետաղների սուլֆիդային միներալների այդպիսի բարձր պարունակությունը խտանյութում պայմանավորված է նրանով, որ շատ դժվար է դրանցից գալենան անջատվում փրփրաֆլոտացման գործընթացում: Այս հանգամանքն էլ իր հերթին է անհրաժեշտություն ստեղծում այդ տեսակի հումքի նկատմամբ հիդրոմետալուրգիական վերամշակման եղանակների կիրառման համար:



Նկ. 1. Կապարատար խտանյութի ռենտգենագրամը:

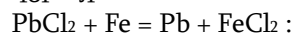
Նկ.2-ում ցույց է տրված խտանյութի սուլֆատացնող թրծման կիրառումով կապարի կորզման հիդրոմետալուրգիական տեխնոլոգիան:

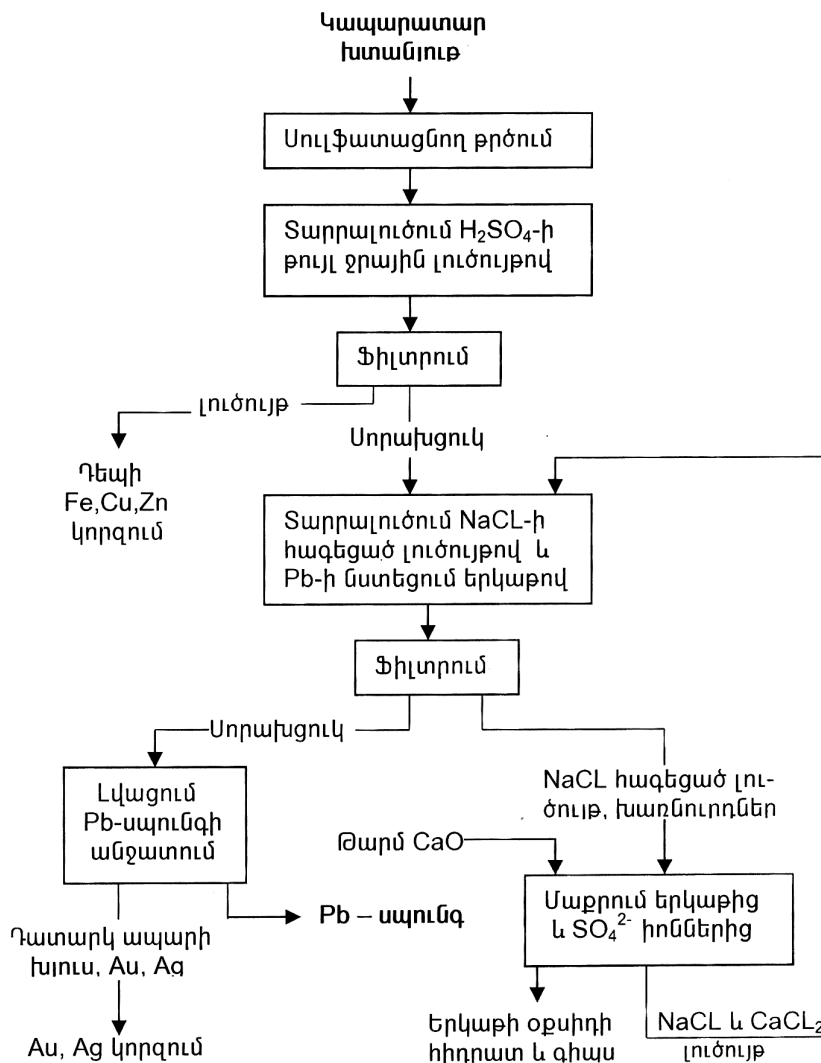
Խտանյութի սուլֆատացնող թրծումն իրականացվել է 565-575 °C ջերմաստիճանում 8 ժամ տևողությամբ և անընդհատ խառնման պայմաններում: Բովվածքում սուլֆատների առկայությունը և <սուլֆիդ - սուլֆատ> փոխակերպման հավանականությունը գնահատվել է կշռազանգվածի փոփոխության համեմատությամբ հաշվարկային տվյալների հետ և արգասիքների լուծելիությամբ ջրային լուծույթներում: Բովվածքը տարրալուծման է ենթարկվել ծծմբական թթվի 10% - անոց ջրային լուծույթով, 70 °C ջերմաստիճանում, 3 ժամվա ընթացքում: Քիմիական վերլուծության տվյալներով բովվածքում առկա պղնձի ու ցինկի սուլֆատներն ամբողջությամբ են տարրալուծվում: Լուծույթ է անցնում նաև որոշ քանակի երկաթ: Կապարի սուլֆատը (PbSO₄) մնում է չլուծված մնացորդում՝ սորախցուկում, քանի որ այն չի քայքայվում H₂SO₄ –ով:

Խլուսի ֆիլտրումից հետո սորախցուկը տարրալուծվել է կերակրի աղի հազեցած ջրային լուծույթում (60°C, 6 ժամ), որի նպատակն է անլուծելի սուլֆատը փոխակերպել լուծելի քլորիդային միացության հետևյալ ռեակցիայով՝



Հաշվի առնելով տվյալ պայմաններում այս ռեակցիայի ընթանալու չափազանց ցածր արագությունը, տարրալուծման գործընթացը համատեղվել է երկաթի տաշեղներով լուծույթից կապարի ցեմենտացման գործողության հետ, որը տեղի է ունենում ըստ հետևյալ փոխանակման ռեակցիայի՝





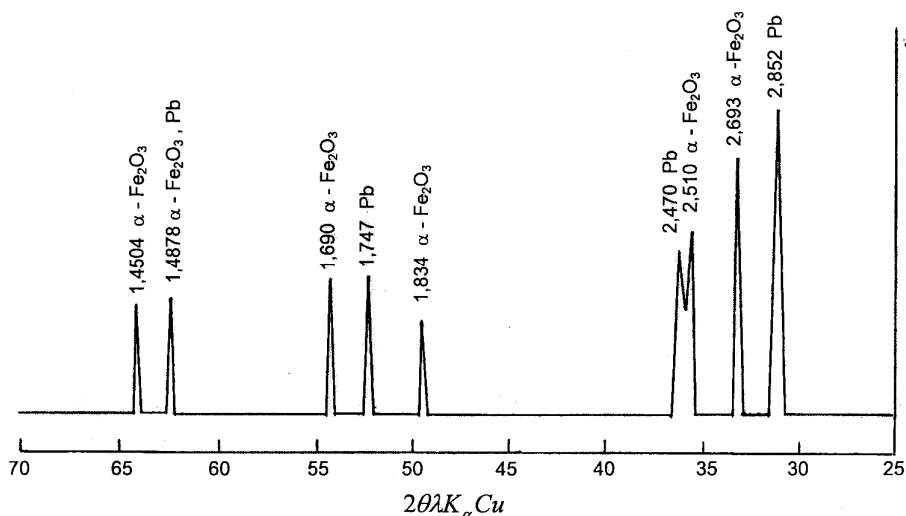
Նկ. 2. Խտանյութի սուլֆատացնող թրծման կիրառումով կապարի հիդրոմետալուրգիական կորզման տեխնոլոգիական սխեման

Քանի որ երկաթի երկքլորիդը ռեակցիայի ջերմաստիճանում պինդ վիճակի է, այն անցնում է տղմաձև զանգվածի մեջ: Վերականգնված մետաղական կապարը գոյացնում է սպունգաձև խոշոր հատիկներ, որոնք հեշտությամբ առանձնացվում են խլուսից լվացման միջոցով:

Տղմաձև խյուսում, բացի դատարկ ապարներից ու երկաթի քլորիդից, պարունակում են նաև գործընթացներին չմասնակցած ոսկին ու արծաթը, ինչպես նաև մյուս հազվագյուտ մետաղները, որոնք կարող են կորզվել առանձին-առանձին՝ համապատասխան տեխնոլոգիական միջոցներով:

Կերակրի աղի հագեցած լուծույթի մաքրման ու դրա հետագա օգտագործման համար նախատեսվում է այն մշակել թարմ կրով, որի շնորհիվ հեռանում են երկաթը և սուլֆատ-իոնները, իսկ մաքրված լուծույթը վերադարձվում է տարրալուծման տեղամաս՝ գործընթացը կրկնելու համար:

Սպունգաձև կապարի ռենտգենակառուցվածքային վերլուծությամբ (DPOH-2,0; CuK_α — ճառագայթմամբ, ռենտգենոգրամի վերծանումը ըստ [5]) բյուրեղային արգասիքում մետաղական կապարից ($d_\alpha = 2,852; 2,470, 1,747; 1,4878 \text{ \AA}$ բնորոշ միջհարթությունային հեռավորություններով) բացի հայտնաբերված է զգալի քանակությամբ երկաթի եռօքսիդ՝ $d_\alpha = 2,510; 1,834$ և $1,4504 \text{ \AA}$ միջհարթությունային հեռավորության բնորոշ գծերով (նկ.3), որը, հավանականորեն, լուծույթում առկա հիդրօքսիդի բյուրեղացման հետևանք է: Այն կարող է հեռացվել կապարից ծծմբական թթվի թույլ ջրային լուծույթով կամ ռաֆինացման ժամանակ:



Նկ. 3. Վերականգնված կապարե սպունգի ռենտգենագրամը

Այսպիսով, բազմաբաղադրիչ խտանյութի սուլֆատացնող թրծման և բովվածքի ծծմբաթթվային տարրալուծման շնորհիվ հնարավոր է ուղեկցող բազային մետաղներից անջատել կապարի միացությունները և կորզել այն հետագա տարրալուծումով ու ցեմենտացումով կերակրի աղի ջրային լուծույթում: Հետագոյնում հիդրոմետալուրգիական տեխնոլոգիան կարելի է կիրառել կապար պարունակող սուլֆիդային հանքանյութերից այդ մետաղի արդյունավետ կորզման համար:

ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ՑԱՆԿ

1. **Шиврин Г.Н.** Металлургия свинца и цинка.- М.: Металлургия, 1982. -351с.
2. **Лоскутов Ф.М.** Металлургия свинца и цинка.- М.: Металлургиздат, 1956.
3. **Чижиков Д.М.** Хлорный метод переработки полиметаллических руд.- М.: Металлургиздат, 1936.
4. **Тарасов А.В., Уткин Н.И.** Общая металлургия.- М.: Металлургия, 1997.- 590 с.
5. **Американская рентгеновская картотека.**- АСТМ (США).

ՀՊՃՀ: Նյութը ներկայացվել է խմբագրություն 25.12.2004:

Л.Е. САРГСЯН, А.М. ОГАНЕСЯН, А.А. АГАЯН

ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОМЕТАЛЛУРГИЧЕСКОЙ ТЕХНОЛОГИИ ИЗВЛЕЧЕНИЯ СВИНЦА ИЗ ПОЛИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ КОНЦЕНТРАТОВ

Исследована гидрометаллургическая технология извлечения свинца из сульфидных полиметаллических концентратов. Показано, что путем сульфатизирующего обжига концентрата, выщелачивания огарка в водном растворе хлорида натрия и последующей цементации железом можно получить металлический свинец.

L. Ye. SARGSYAN, A. M. HOVHANNISYAN, A. A. AGHAYAN

THE INVESTIGATION OF HYDROMETALLURGICAL TECHNOLOGY FOR THE LEAD RECOVERY FROM SULPHIDE CONCENTRATES

Hydrometallurgical technology for the lead recovery from the domestic multimetallic concentrates is investigated. It is shown that by means of concentrate sulphatization roasting, calcine leaching in sodium chloride solution, and iron precipitation the metallic lead can be obtained.

К.В. САРКИСЯН

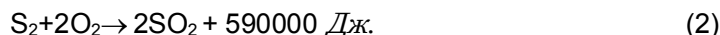
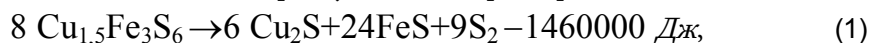
АВТОГЕННОЕ ТЕРМОХИМИЧЕСКОЕ РАЗЛОЖЕНИЕ ЗОЛОТО-ЖЕЛЕЗО-МЕДНОГО СУЛЬФИДНОГО КОНЦЕНТРАТА

Исследован механизм окислительно-диссоциационного автогенного монопроцесса разложения сульфидного концентрата Дрмбона. Окисление сульфида меди с выделением металлической меди, золота и серебра начинается после полного окисления и удаления сульфида железа из реакционной зоны. Приведены данные термодинамического анализа возможности протекания комплекса реакций разложения, окисления и плавления концентрата, подтвержденные экспериментальными результатами.

Ключевые слова: концентрат, разложение, окисление, плавление, медь, золото, серебро.

В высокотемпературных окислительных условиях нагрева и плавления железо-медного сульфидного концентрата происходит одновременно термическое разложение высших сульфидов меди, железа, окисление разложенных продуктов, а также взаимодействие низших сульфидов и образованных оксидов меди и железа с выделением металлической меди [1-3]. Это положение заложено в основу разработки нового монопроцесса переработки концентрата Дрмбона (Арцах). В этой связи необходимо выявить поведение сульфидов меди и железа в процессе высокотемпературного окислительного обжига и плавления. Для этого испытан концентрат с содержанием: Cu - 18%, Fe - 35%, S - 32%, остальное - оксиды кремния, кальция, магния и железа. Основная сульфидная масса концентрата выражена усредненным комплексом типа $\text{Cu}_{1.5}\text{Fe}_3\text{S}_6$ с энтальпией минус 40000 ккал (168000 кДж) и энтропией 15 ккал/моль (град (63 кДж/моль.град).

На первой стадии обжига из концентрата удаляется сера по реакциям



После ухода серы в остатке обожженного концентрата остаются низшие сульфиды меди (Cu_2S) и железа (FeS) и оксиды металлов.

Последующий ход разложения сульфидов по аналогии с [4] можно представить следующими реакциями.

Сульфид меди окисляется по реакции



Сульфид железа окисляется по реакциям



Константа равновесия реакции(5) в интервале температур 527...1527°C:

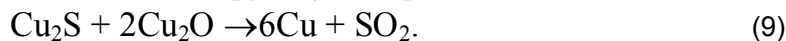
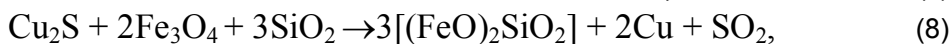
$$K_{(5)} = \frac{[\text{Cu}_2\text{S}][\text{FeO}]}{[\text{Cu}_2\text{O}][\text{FeS}]}$$

или

$$\lg K_{(5)} = \lg \frac{[\text{Cu}_2\text{S}] \cdot [\text{FeO}]}{[\text{Cu}_2\text{O}] \cdot [\text{FeS}]} = \frac{25900}{4574 \cdot T} - 74 \cdot 10^{-6} = \frac{5700}{T} - 74 \cdot 10^{-6}.$$

t, °C	527	727	927	1127	1327	1527	
lgK ₍₅₎	7		5.6	4.6	3.9	3.4	3
K ₍₅₎	1·10 ⁷	4·10 ⁵	4·10 ⁴	8·10 ³	2.5·10 ³	1·10 ³	

Большие значения константы реакции указывают на вероятность ее протекания. Из расчетных данных также видно, что с повышением температуры значение K₍₅₎ снижается, но оно остается значительно высоким, и поэтому в изученном температурном интервале реакция (5) должна идти в сторону образования закиси железа и сульфида меди. Это положение доказано совместным окислением низших сульфидов меди и железа в остатке разложенного концентрата. Процесс протекает по реакциям:



Уравнения изобарных потенциалов этих реакций имеют вид

$$\Delta Z_{(6)} = -411500 + 80T \text{ ккал/моль},$$

$$\Delta Z_{(7)} = -548200 + 121T \text{ ккал/моль},$$

$$\Delta Z_{(8)} = 156875 - 105T \text{ ккал/моль},$$

$$\Delta Z_{(9)} = 28600 - 35T \text{ ккал/моль}.$$

В температурных условиях процесса 1573 K реакции (6)-(9) смещены вправо.

Экспериментальные данные, полученные от окисления сульфидно-оксидного остатка обожженного концентрата, приведены на рисунке.

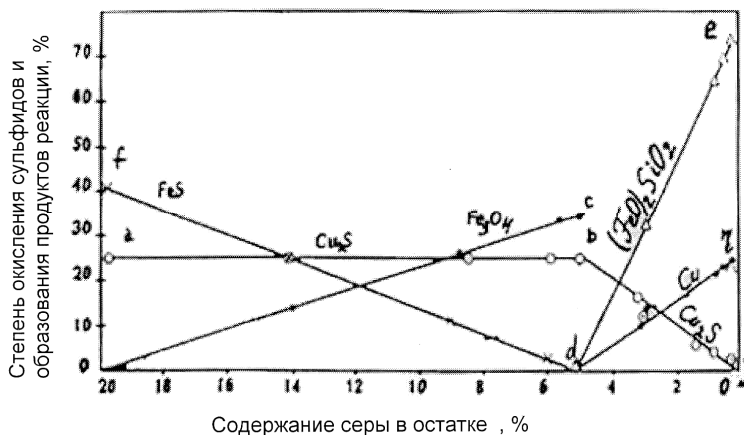


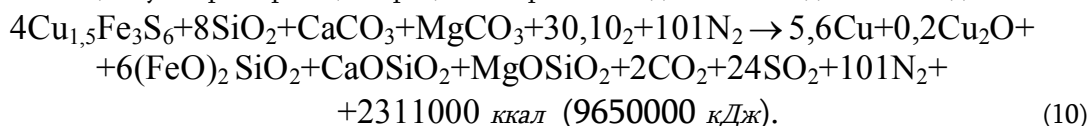
Рис. Степень окисления сульфидов и образования продуктов реакции в зависимости от содержания серы в остатке

Начальный состав остатка на рисунке соответствует точкам о (20%S), а (25%Cu₂S) и f(40%FeS). Линии f-d (окисление FeS) и o-c (образование Fe₃O₄) показывают ход течения реакции (6). При этом содержание серы в остатке снижается с 20% до 5%(точка d). На участке a-b сульфид меди не окисляется, и его содержание в остатке остаётся постоянным (реак. 6). Начиная с точки b, по линии b-j происходит окисление сульфида меди газообразным (реак. 7) и твёрдофазным (реак. 8 - 9) кислородом с выделением металлической меди по линии d-η и фаялита (FeO)₂SiO₂ по линии d -e. Оптимальная масса кислорода Мо₂ для окислительного разложения концентрата может быть рассчитана по эмпирическому уравнению

$$Mo_2 = 1,5P_k (0,01S - 0,0025Cu),$$

где S и Cu – процентное содержание серы и меди в концентрате; P_k – количество концентрата.

Общая суммарная реакция процесса с прямым выделением меди имеет вид



СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Аветисян Х.К.** Металлургия черновой меди. - М.: Металлургия. – 1954.- 460 с.
2. **Григорян Г., Гукасян Ж.** Автогенный монопроцесс прямого получения меди // Сб. материалов ГНХ / ГИУА. – 1998. - С.51-54.
3. **Григорян Г.Б., Григорян Г.Г.** Теплотворность сульфидных концентратов Армении // Изв.НАН РА и ГИУА.Сер.ТН.-1998. – Т.51, № 3. - С. 382-385.
4. **Крестовников А.Н.** и др. Справочник по расчетам равновесий металлургических реакций. - М.: Металлургия, 1963. – 400 с.

Арцахский государственный университет (АрГУ). Материал поступил в редакцию 17.03.2005.

Ք.Վ. ՍԱՐԳՍՅԱՆ

**ՈՍՎԻ-ԵՐԿԱԹ-ՊՂՆՁՍՈՒՆԻՐԱՅԻՆ ԽՏԱՆՑՈՒԹԻ ԱՎՏՈԳԵՆ
ԹԵՐՄՈԹԵՐՄԱԿԱՆ ՔԱՅՔԱՅՈՒՄԸ**

Ուսումնասիրվել է Դրմբոնի սուլֆիդային խտանյութի օքսիդարար դիսոցման գործընթացի մեխանիզմը: Պղնձի սուլֆիդի օքսիդացումը և անջատումն սկսվում են երկաթի սուլֆիդի լրիվ օքսիդացումից հետո: Բերված են խտանյութի ավտոգեն ջերմաքայքայման, օքսիդացման և հալման համալիր ռեակցիաների հնարավոր ընթացքի թերմոդինամիկական անալիզը և փորձնական արդյունքները:

K.B. SARGSYAN

**AUTOGENOUS THERMOCHEMICAL DECOMPOSITION OF
THE GOLD-IRON-COPPER SULPHIDE CONCENTRATE**

The oxide decomposition mechanism of autogenous monoprocess of sulphide Drmbon concentrate decompositon is studied. The oxidation of copper sulphide with separating metallic copper, gold and silver begins after full oxidizing and removing sulphide iron from the reaction zone. The data of the thermodynamic analysis of possibility to run the reactions of concentrate oxidization decomposition and melting confirmed with experimental results are given.

А.В. СУЛЕЙМАНИЯН

ЦЕЛЕСООБРАЗНОСТЬ ОГНЕВОГО РАФИНИРОВАНИЯ ЧЕРНОВОЙ МЕДИ С ВЫСОКИМ СОДЕРЖАНИЕМ ЗОЛОТА И СЕРЕБРА

Изучен процесс огневого рафинирования черновой меди с высоким содержанием золота и серебра. Выявлены термодинамические и технологические данные процесса. Показано, что золото, серебро, висмут, селен и теллур остаются в меди, и их извлечение должно осуществляться при электролитическом рафинировании анодной меди. В процессе имеют место незначительные потери меди, золота и серебра.

Ключевые слова: сплав, медь, золото, серебро, плавление, рафинирование.

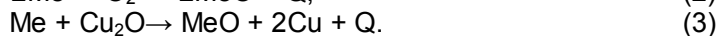
Как известно, очистку черновой меди от примесей можно осуществлять или двухстадийно - процессами огневого и электролитического рафинирования, или одностадийно - электролитически.

Очистка конвертерной (черновой) меди с незначительным содержанием драгоценных металлов и с невысокими требованиями к ее качеству завершается огневым рафинированием, и получается медь марок М2 и М3. При достаточно высокой концентрации драгоценных металлов для получения меди высокого качества необходимо после огневого рафинирования подвергнуть медь электролитическому рафинированию. В данном случае огневое рафинирование является подготовительным процессом, его можно исключить, и осуществить очистку прямым электрохимическим процессом [1-4].

От переработки сульфидного концентрата Дрмбона получается медь с высоким содержанием золота и серебра, что предопределяет применение электролитического рафинирования. В этой связи для сопоставления и выявления эффективной технологии очистки изучены два направления двухстадийной и одностадийной очистки черновой меди одинакового состава.

Химический состав изученной черновой меди (%): 98 Cu; 0,04 Au; 0,02 Ag; 0,005 Se; 0,001 Te; 0,002 Bi; 0,2 Pb; 0,1 Sb; 0,1 As; 0,02 Zn; 0,5 Fe; 0,7 S; 0,2 O₂; 0,02 Si; 0,01 Al.

Удаление примесей осуществляется жидкофазным окислительно-восстановительным процессом при температуре 1100...1200°C. Все примеси, кроме кислорода, удаляются окислением. После завершения окислительного процесса удаляется кислород восстановлением. Последовательность окисления примесей определяется сродством данного элемента к кислороду. Механизм окислительного процесса объясняется следующими основными реакциями:



Высокая концентрация меди способствует течению первой реакции, а параллельно с ней протекает вторая реакция. Выделившийся по первой реакции

Cu_2O растворяется в жидкой меди до насыщения (10% Cu_2O) и является конденсированным окислителем, окисляющим примеси по вторичной реакции (3).

Последовательность окисления и удаления примесей устанавливали расчетами изобарных потенциалов всех возможных реакций процесса (см. табл.). При этом использовали энтропийный метод расчета [5].

Убыль изобарного потенциала от реакции (4) к реакции (19) (табл., рис.1) показывает очередность снижения сродства элементов к кислороду, а следовательно, последовательность их окисления и удаления из меди. Сера окисляется и удаляется одновременно по трем реакциям (8), (10) и (12). Стадия окисления и удаления примесей завершается реакцией (13), и во избежание дальнейшего окисления меди по реакции (14) прекращается подача кислорода в расплав. В этих условиях хотя медь насыщена кислородом до 12%, металлы, стоящие после меди: серебро, висмут, золото, селен и теллур, не окисляются и не удаляются, а остаются в меди.

Таблица

Уравнения изобарных потенциалов изученных реакций огневого рафинирования черновой меди

№ реак.	Реакция	ΔZ , кал	Значение ΔZ при 1200°C, ккал (КДж)
4	$4\text{Al} + 3\text{O}_2 \rightarrow 2\text{Al}_2\text{O}_3$	-400000 + 75T	-290 (-1215,1)
5	$\text{Si} + \text{O}_2 \rightarrow \text{SiO}_2$	-210000 + 43T	-152 (-636,88)
6	$4\text{As} + 3\text{O}_2 \rightarrow 2\text{As}_2\text{O}_3$	-156000 + 52T	-80 (-335,2)
7	$4\text{Sb} + 3\text{O}_2 \rightarrow 2\text{Sb}_2\text{O}_3$	-167000 + 64T	-70 (-293,3)
8	$\text{S} + \text{O}_2 \rightarrow \text{SO}_2$	-71000 + 3T	-65 (-272,35)
9	$2\text{Zn} + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{ZnO}$	-83000 + 23T	-60 (-251,4)
10	$\text{Cu}_2\text{S} + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{Cu} + \text{SO}_2$	-51400 + 2T	-60 (-251,4)
11	$2\text{Fe} + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{FeO}$	-64000 + 18T	-40 (-167,6)
12	$\text{Cu}_2\text{S} + 2\text{Cu}_2\text{O} \rightarrow 6\text{Cu} + \text{SO}_2$	28600 - 35T	-20 (-83,8)
13	$2\text{Pb} + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{PbO}$	-52000 + 23T	-20 (-83,8)
14	$4\text{Cu} + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{Cu}_2\text{O}$	-40000 + 18T	-17 (-71,23)
15	$4\text{Ag} + \text{O}_2 \rightarrow 2\text{Ag}_2\text{O}$	-7000 + 16T	20 (83,8)
16	$4\text{Bi} + 3\text{O}_2 \rightarrow 2\text{Bi}_2\text{O}_3$	-42000 + 64T	50 (209,5)
17	$4\text{Au} + 3\text{O}_2 \rightarrow 2\text{Au}_2\text{O}_3$	-19000 + 66T	75 (314,25)
18	$\text{Se} + \text{O}_2 \rightarrow \text{SeO}_2$	-56000 + 92T	80 (335,2)
19	$\text{Te} + \text{O}_2 \rightarrow \text{TeO}_2$	-77700 + 114T	90 (377,1)

Данные термодинамических расчетов последовательного окисления и удаления примесей совпадают с практическими данными огневого рафинирования меди [1, 3], что указывает на точность расчетов.

Удаление кислорода происходит восстановлением растворенной жидкой закиси меди по реакции



Уравнение изобарного потенциала этой реакции: $\Delta Z_{20} = 14000 - 37T$.

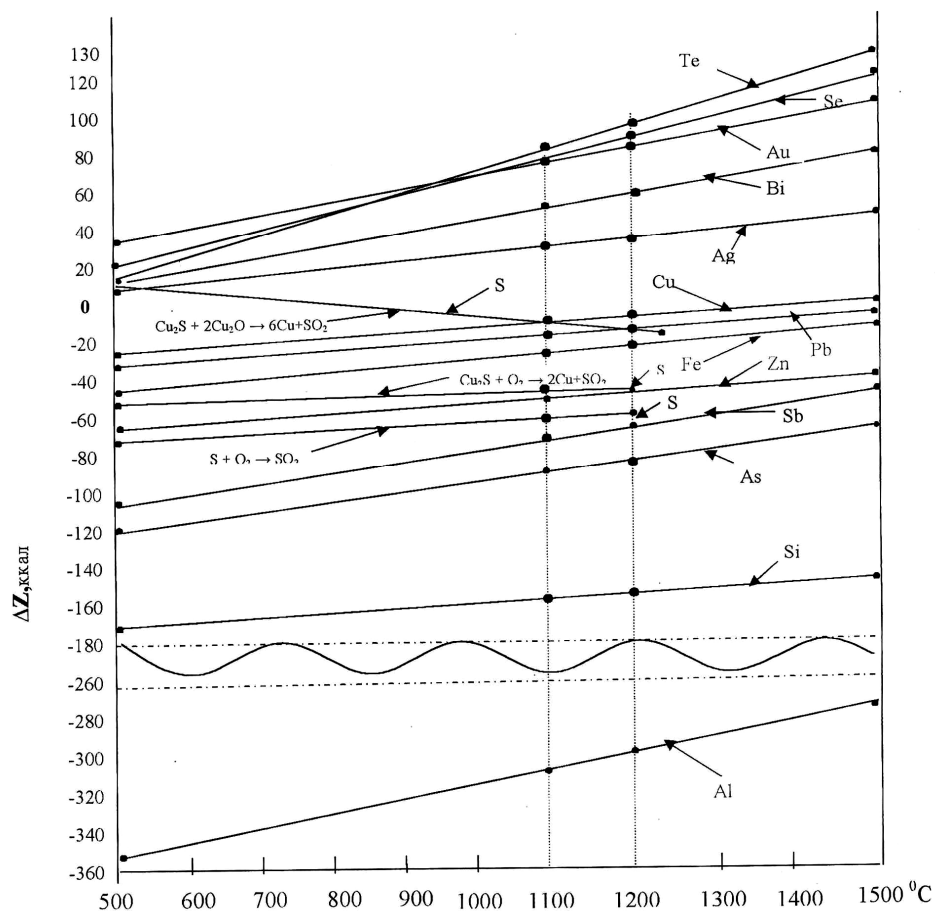


Рис. 1. Температурная зависимость изобарных потенциалов реакций огневого рафинирования черновой меди

При температуре 1200 °C $\Delta Z_{20} = -40200$ ккал, и реакция смещена в сторону образования меди. Реакция (20) является взаимодействием первого порядка [6] и описывается уравнениями

$$K = \frac{2.3}{\tau} (\lg a - \lg x), \quad \lg x = \lg a - \frac{\tau \cdot K}{2.3},$$

где K - условная константа реакции; a - исходное содержание кислорода в меди, %; x - остаточное содержание кислорода в меди в данный момент времени, %; τ - продолжительность восстановления, мин.

Полученные экспериментальные и расчетные данные четырех опытов приведены на рис. 2. При этом концентрация кислорода в меди доводится до его потребного содержания - 0,1 %, которое соответствует степени удаления кислорода в пределах 90% и обеспечивается опытом 1.

Совместно с медью в оборотный шлак переходят также золото и серебро (рис. 3). Причем в шлак переходит больше серебра, чем золота. С изменением содержания меди в шлаке в изученных пределах от 20 до 45 % содержание золота и серебра в нем мало изменяется. Это говорит о том, что эти металлы в основном концентрируются в очищенной анодной меди.

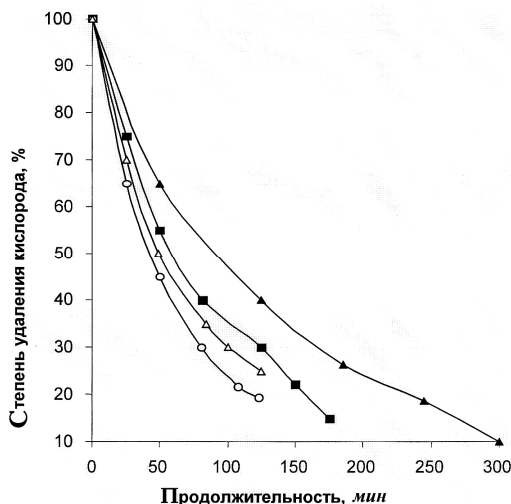


Рис.2. Зависимость степени удаления кислорода от продолжительности восстановления

Из рис. 2 видно, что опыты отличаются друг от друга продолжительностью восстановления и степенью удаления кислорода.

Анализ показывает, что в процессе огневого рафинирования черновой меди удаляются не все примеси, и ее надо дорафинировать электролизом. Кроме того, медь и драгоценные металлы частично теряются безвозвратно в ходе переработки оборотных шлаков.

По данным экспериментов получены следующие результаты: выход рафинированной меди – 97 %, оборотного шлака – 3 %; состав рафинированной меди (%): 99,6 Cu; 0,0395 Au; 0,0185 Ag; 0,005 Se; 0,001 Te; 0,002 Bi; 0,15 Pb; 0,08 Sb; 0,004 Fe; 0,01 S; 0,031 As; состав оборотного шлака (%): 67 Cu; 0,05 Au; 0,074 Ag; 32,876 прочие; прямой переход металлов в очищенную медь (%) – 98 Cu; 89,5 Ag; 96,5 Au.

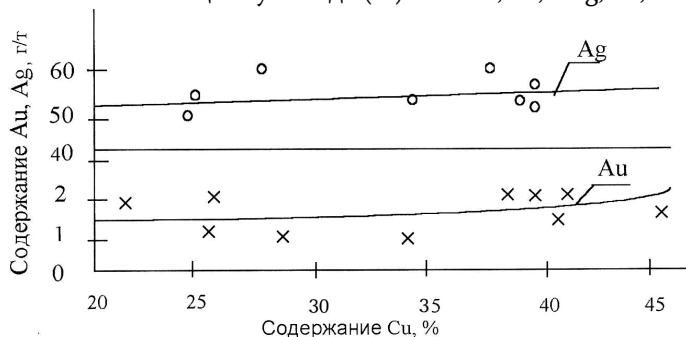


Рис. 3. Зависимость содержания золота и серебра от содержания меди в оборотных шлаках огневого рафинирования черновой меди

Безвозвратные потери меди, золота и серебра в ходе переработки оборотных шлаков составляют (%) - 0,4 Cu; 0,5 Au; 1,5 Ag от массы исходных металлов. Общее извлечение этих металлов в процессе огневого рафинирования с учетом переработки оборотных шлаков (%) - 99,6 Cu; 99,5 Au; 98,5 Ag. Выход очищенной анодной меди с учетом оборотной меди - 97,5% от массы исходной черновой меди.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Смирнов В.И.** и др. Металлургия меди, никеля, кобальта. - М.: Металлургия, 1964.- 400 с.
2. **Исаков В.Т.** Электролиз меди. - М.: Металлургия, 1970.- 218 с.
3. **Лакерник М.М.** и др. Металлургия цветных металлов. - М.: Металлургия, 1957.- 530 с.
4. **Левин А.И., Номберг М.И.** Электрохимическое рафинирование меди. - М.: Металлургия, 1963.- 200 с.
5. **Крестовников А.Н.** Справочник по расчетам равновесий металлургических реакций. - М.: Металлургия, 1963.- 420 с.
6. **Григорян Г.Б., Цейдлер А. А.** // Известия вузов, ЦМ. - 1964.- № 2.- С. 65-75.

Арцахский государственный университет (АрГУ). Материал поступил в редакцию 17.03.2005.

Ա. Վ. ՍՈՒԼԵՅՄԱՆՅԱՆ

ՈՍԿՈՒ ԵՎ ԱՐԾԱԹԻ ԲԱՐՁՐ ՊԱՐՈՒՆԱԿՈՒԹՅԱՄԲ ՄԵՎ ՊՂՆՁԻ ՀՐԱՅԻՆ ՌԱՖԻՆԱՑՄԱՆ ՆՊԱՏԱԿԱՀԱՐՄԱՐՈՒԹՅՈՒՆԸ

Ուսումնասիրվել է ոսկով և արծաթով հարուստ սև պղնձի հրային ռաֆինացման գործընթացը: Բացահայտված են գործընթացի թերմոդինամիկական և տեխնոլոգիական առանձնահատկությունները: Ցույց է տրված, որ ոսկին, արծաթը, բիսմուտը և տելուրը մնում են պղնձում, և նրանց կորզումը պետք է կատարվի անոդային պղնձի էլեկտրոլիտիկ ռաֆինացումով: Գործընթացում տեղի են ունենում ոսկու, արծաթի և պղնձի չնչին չափով անվերադարձ կորուստներ:

A.B. SULEYMANYAN

EXPEDIENCE OF FIRE REFINING FOR BLISTER COPPER WITH HIGH GOLD AND SILVER CONTENT

The process of fire refining of blister copper with high gold and silver content is studied. Thermodynamic and technological process characteristics are revealed. It is shown that gold, silver, bismuth, selenium and tellurium remain in copper and their extraction might be realized by electrolytic refining of anode copper. Insignificant losses of gold, silver and copper take place during this process.

В.С. САРКИСЯН, Г.А. АДІЛХАНЫ

ОБ ОПРЕДЕЛЕНИИ ШИРИНЫ ФРАГМЕНТА ПРИЗМЫ ОБРУШЕНИЯ В РАСЧЕТАХ УСТОЙЧИВОСТИ ГРУНТОВЫХ ОТКОСОВ И СКЛОНОВ

Рассматривается модель расчлененной призмы обрушения грунтового массива в контексте решения задачи устойчивости с применением методов, удовлетворяющих трем уравнениям равновесия для каждого фрагмента, граничным условиям предельного равновесия призмы, а также учитывающих силы взаимодействия между фрагментами. Выявлена необходимость ограничения минимальной ширины фрагмента.

Ключевые слова: расчлененная модель призмы, ширина фрагмента, точка приложения реакции, ядро подошвы.

В [1-4] подробно изложены и обоснованы несколько важных поправок, которые дополняют существующие методы оценки устойчивости грунтовых сооружений, основанных на твердотелой расчлененной модели массива обрушения, и избавляют от возникающих в процессе расчетов ошибочных ситуаций. Под этими ситуациями подразумеваются следующие существенные нарушения:

1. Величины углов наклона сил взаимодействия между фрагментами призмы обрушения превосходят теоретический предел, обусловленный состоянием предельного равновесия, определяемым законом Кулона – Мора [5,6].
2. Граничные условия предельного равновесия призмы обрушения:

$$\text{при } x = 0 - E_0 = 0, M_0 = 0, \quad (1)$$

$$\text{при } x = L - E_k = 0, M_k = 0 \quad (2)$$

не выполняются вследствие исправления пункта 1 в соответствии с методикой, изложенной в [2].

3. Точка приложения нормальной к подошве фрагмента составляющей равнодействующей реакции подошвы имеет центральное положение [6-8].

В (1) и (2) приняты следующие обозначения: x – текущая абсцисса центральной оси фрагмента; L – длина проекции поверхности скольжения на ось абсцисс; E_0, M_0 – сила взаимодействия и ее момент относительно центра подошвы первого фрагмента соответственно; E_k, M_k – сила взаимодействия и ее момент относительно центра подошвы последнего фрагмента соответственно; k – количество фрагментов в призме обрушения.

При обработке результатов численных экспериментов [2], поставленных на разнообразных расчетных схемах, была получена зависимость

$$d_i = \frac{E_i}{\sum_{i=1}^k E_i} \frac{M_k}{N_i}, \quad (3)$$

определяющая значение плеча нормальной реакции подошвы относительно ее центра для каждого фрагмента призмы обрушения. Данная формула использовалась в качестве меры, принятой в целях удовлетворения граничных условий предельного равновесия (1) и (2), путем распределения избыточного момента в крайнем фрагменте между остальными фрагментами призмы обрушения.

В (3) приняты следующие обозначения: d_i – эксцентриситет нормальной силы на подошве фрагмента; E_i – модуль вектора силы взаимодействия на текущей грани; $E_i/\Sigma E_i$ – отношение, представляющее ту часть избыточного момента в последнем фрагменте, которая компенсируется созданием плеча d_i нормальной силы в текущем фрагменте; M_k – величина момента всех сил, действующих на фрагмент в случае невыполнения граничного условия (2); N_i – сила нормальной реакции на подошве текущего фрагмента.

В [2] было показано, что эпюра нормальных напряжений на поверхности скольжения, полученная путем рассмотрения явления внецентренного сжатия на подошвах фрагментов, имеет разрывы в точках пересечения граней фрагментов с поверхностью сдвига. Также было обосновано, что невозможно получить гладкую эпюру, поскольку модель отсека обрушения представляет собой систему взаимодействующих, но при этом в достаточной степени независимых тел (фрагментов).

После введения зависимости (3) в счетный процесс проблема, связанная с неудовлетворением граничных условий предельного равновесия, была устранена.

Однако оказалось, что точка приложения нормальной составляющей реакции подошвы после очередного уменьшения ширины фрагмента для одного и того же примера выходит за пределы подошвы.

Для исправления этого недостатка необходимо определение такой ширины фрагментов, которая, с одной стороны, достаточна большая, чтобы точка приложения нормальной реакции оставалась в пределах подошвы фрагмента:

$$d_i < \Delta s_i / 2, \quad (4)$$

где Δs_i – длина подошвы текущего фрагмента, а с другой – достаточно маленькая, чтобы не возникло значительное искажение геометрии отсека обрушения при расчленении его на фрагменты.

Сооружения из материалов, плохо сопротивляющихся растяжению (грунта), требуют, чтобы все сечение (подошва фрагмента) работало лишь на сжатие [9]. Этого можно достигнуть, не давая точке приложения нормальной силы на подошве фрагмента слишком далеко отходить от центра тяжести, ограничивая величину эксцентриситета (плеча нормальной силы) границами ядра сечения. Т.е. вместо условия (4) должно соблюдаться другое, более жесткое ограничение:

$$d_i < \Delta s_i / 6, \quad (5)$$

где $\Delta s_i / 6$ – отступ границы ромбического ядра сечения от его центра и фактически предельное смещение нормальной реакции подошвы от ее центра тяжести.

Совместное рассмотрение выражений (3) и (5) приводит к важному выводу и очередной поправке, которую нужно учитывать в теории. Так как величина плеча нормальной реакции подошвы фрагмента, получаемая из (3), дает конечные значения, следовательно, чтобы удовлетворить условие (5), длина подошвы фрагмента также должна быть конечной.

Это в корне меняет подходы в вопросе вывода строгих аналитических решений, приведенных к завершённой форме, таких как уравнения Можевитинова – Шинтемирова [7] и Моргенштерна – Прайса [8], поскольку внедрение цепи всех вышеупомянутых исправлений привело к пониманию того, что нельзя до конца корректно решить задачу устойчивости призмы обрушения, принимая вначале ширину фрагмента конечной величиной, а затем перейти от конечной формы решения к дифференциальной, т.е. устремить ширину фрагмента к нулю при переходе к пределу.

Тот факт, что полученные при помощи (3) места точек приложения нормальных сил на подошве не находятся в пределах самой подошвы, не может интерпретироваться как следствие ошибки в формуле (3) из-за того, что она не имеет строгого доказательства. Последний факт имеет строгое теоретическое доказательство, базирующееся на методе Можевитинова – Шинтемирова, основанном на дифференциальных уравнениях равновесия и граничных условиях (1) и (2). В этом методе приводится следующее выражение для соблюдения моментного условия равновесия бесконечно тонкого фрагмента призмы обрушения [7]:

$$M_a dx + E_x dy - E_y dx - dM = 0, \quad (6)$$

где M_a – момент активных сил относительно центра подошвы фрагмента; E_x, E_y – компоненты силы взаимодействия между фрагментами; M – момент силы взаимодействия относительно центра подошвы.

Согласно исследованиям [4], нарушение предельного угла сдвига на боковой грани фрагмента происходит лишь при очень малых значениях удельного сцепления и при отсутствии горизонтально направленных активных сил.

Для простоты дальнейших выкладок введем следующие допущения. Допустим, что равнодействующая активных сил вертикальна, следовательно, ее момент M_a относительно центра подошвы фрагмента равен нулю. Примем также, что сцепление грунта равно нулю, и рассматривается грунтовый массив с однородным строением. Решим задачу при помощи гипотезы постоянного угла наклона сил взаимодействия между фрагментами.

Уравнение (6) можно привести к виду

$$M(x) = \int_0^x [E_x (\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \beta)] dx, \quad (7)$$

где $\operatorname{tg} \alpha = dy/dx$ – тангенс угла наклона подошвы фрагмента; β – угол наклона сил взаимодействия до корректировки.

В случае корректировки угла наклона сил взаимодействия между фрагментами, согласно условию соблюдения предельного угла сдвига на боковых гранях последних, для определения момента в текущем фрагменте после процесса корректировки будем иметь

$$M^*(x) = \int_0^x [E_x^* (\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \varphi)] dx, \quad (8)$$

где $M^*(x)$ – момент силы взаимодействия; φ – критический угол внутреннего трения, равный предельному углу сдвига на боковой поверхности фрагмента в случае однородного строения массива с сыпучим грунтом ($c=0$); E_x^* – компонента сил взаимодействия после расчета с выправленными углами их наклона.

Разность моментов сил взаимодействия фрагмента на текущей абсциссе после корректировки угла наклона сил взаимодействия выражается разностью формул (7) и (8):

$$\Delta M(x) = M^*(x) - M(x) = \int_0^x [E_x^* (\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \varphi) - E_x (\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \beta)] dx. \quad (9)$$

Выражение (9) позволяет рассчитать момент сил взаимодействия, накопившийся у координаты x , иными словами, вычислить тот момент, приложение которого в точке x позволит удержать часть отсека обрушения, находящуюся перед этой точкой в состоянии равновесия, без рассмотрения оставшегося после нее участка.

Поэтому момент, который необходимо компенсировать сдвигом нормальной реакции подошвы данного фрагмента, будет равен разности значений функции $\Delta M(x)$ в точках x и $x + \Delta x$, которая стремится к ее дифференциалу при $\Delta x \rightarrow 0$.

Следовательно, пользуясь правилом отыскания производной интеграла по его пределу, можно написать

$$d(\Delta M(x)) = (E_x^* (\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \varphi) - E_x (\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \beta)) dx. \quad (10)$$

Выражение, полученное для определения нормального напряжения на поверхности скольжения [7], имеет вид

$$\sigma = q \frac{\cos \alpha \cos \beta}{\cos(\alpha - \varphi - \beta)}, \quad (11)$$

где q – равнодействующая активных сил.

Следовательно, величина элементарной нормальной реакции подошвы фрагмента с учетом ограничения угла наклона сил взаимодействия ($\beta = \varphi$) равна

$$dN = q \frac{\cos \varphi}{\cos(\alpha - 2\varphi)} dx, \quad (12)$$

где $dx = ds \cos \alpha$.

Очевидно, что плечо нормальной силы dN , которое необходимо создать, чтобы компенсировать разность момента сил взаимодействия $d(\Delta M(x))$, будет равно

$$d(x) = \frac{d(\Delta M(x))}{dN} = \frac{\cos(\alpha - 2\varphi) [E_x^* (\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \varphi) - E_x (\operatorname{tg} \alpha - \operatorname{tg} \beta)]}{q \cos \varphi}. \quad (13)$$

Из (13) следует, что ни при каких значениях входящих в него переменных невозможно получить бесконечно малую величину. А так как ширина фрагмента должна удовлетворять условию (5), следовательно, она также должна быть конечной величиной, ориентировочное минимальное значение которой можно получить из того же условия (5):

$$\Delta x = 6d_{\max} \cos \alpha_d, \quad (14)$$

где $d_{\max}$ - величина наибольшего эксцентриситета нормальной составляющей реакции подошвы среди всех фрагментов призмы обрушения; α_d - угол наклона подошвы соответствующего фрагмента.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Адилхянян Г.А., Адилхянян А.Г.** Методы расчета устойчивости грунтовых откосов и склонов // Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН. - 2001.-Т. 54, ¹ 3. - С. 352 – 359.
2. **Адилхянян Г.А., Саркисян В.С.** О соблюдении предельного угла сдвига на боковых гранях фрагментов призмы обрушения при оценке устойчивости грунтовых массивов // Бюллетень строителей Армении. - 2004. - №3. - С. 41 – 46.
3. **Саркисян В.С., Адилхянян Г.А.** О методах расчета устойчивости грунтовых откосов и склонов // Сб. научн. тр., посвящ. 80-летию архит.-строит. образования.-2001.- Т.3.- С.179-182.
4. **Саркисян В.С., Адилхянян Г.А.** О нарушении одного из основополагающих законов механики грунтов в методах расчета устойчивости грунтовых откосов и склонов // Сб. тезисов докладов к научно-практической конференции, посвященной 70-летию ФГУП “НИИ ВОДГЕО”. - М., 2004. - С.168-173.
5. **Тарг С.М.** Краткий курс теоретической механики.-М.: Наука, 1968.- 460 с.
6. **Чугаев Р.Р.** Земляные гидротехнические сооружения. -М.: Энергия, 1967.-460 с.
7. **Можевитинов А.Л., Шинтемиров М.** Общий метод расчета устойчивости откосов земляных сооружений // Известия ВНИИГ им.Б.Е.Веденеева.-1970. - Т.92.- С.11-22.
8. **Хуан Я.Х.** Устойчивость земляных откосов.-М.: Стройиздат, 1988.-240 с.
9. **Беляев Н.М.** Соппротивление материалов.-М.: Гос. изд-во техн. – теор. лит-ры, 1949.-772 с.

ԵրԳՄԱՏ. Մատերիալ փոխանցվել է խմբագրության 17.05.2004.

Վ.Ս.ՍԱՐԳՍՅԱՆ, Հ.Ա.ԱԴԻԼԽԱՆՅԱՆ

ԳՐՈՒՆՏԱՅԻՆ ՇԵՊԵՐԻ ԵՎ ԼԱՆՋԵՐԻ ԿԱՅՈՒՆՈՒԹՅԱՆ ՀԱՇՎԱՐԿՆԵՐՈՒՄ ՓԼՈՒՋՄԱՆ ՊԼՈՒՋՄԱՅԻ ՇԵՐՏԵՐԻ ԼԱՅՆՈՒԹՅԱՆ ՈՐՈՇՈՒՄ

Դիտարկվում է գրունտային զանգվածի փլուզման շերտավորված պրիզմայի մոդել՝ շերտերի միջև փոխազդեցության ուժերը հաշվի առնող յուրաքանչյուր շերտի համար հավասարակշռության երեք հավասարումներին և փլուզման պրիզմայի սահմանային հավասարակշռության պայմաններին բավարարող մեթոդների կիրառմամբ: Բացահայտված է շերտի նվազագույն լայնության սահմանափակման անհրաժեշտությունը:

V.S. SARGSYAN, H.A. ADILKHANYAN ON DETERMINING THE PRISM FRAGMENT WIDTH FALLING IN CALCULATIONS OF GROUND SLOPE AND INCLINATION STABILITY

A partitioned prism model of falling ground mass in problem solving of stability using the methods satisfying three equilibrium equations for each fragment, the boundary conditions of maximum prism equilibrium and regarding interaction forces between fragments is considered. The necessity to limit the minimum width of the fragment is revealed.

В.С. ХАЧАТРЯН, А.Р. ТОХУНЦ

МИНИМИЗАЦИЯ ПОТЕРЬ АКТИВНОЙ МОЩНОСТИ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ С УЧЕТОМ ОГРАНИЧЕНИЙ, НАЛАГАЕМЫХ НА РЕЖИМНЫЕ ПАРАМЕТРЫ

Предлагается метод минимизации потерь активной мощности в сетях электроэнергетической системы, когда на режимные параметры независимых станционных узлов налагаются ограничения типа неравенств.

Ключевые слова: матрица, система, функция, формула, сеть, узел, модель, режим, уравнение, потери.

Минимизация потерь активной мощности в сетях электроэнергетической системы (ЭЭС) является одной из важных задач современной энергетики [1-9]. В [7] предложен новый метод минимизации потерь активной мощности в сетях ЭЭС без учета ограничений типа неравенств, налагаемых на режимные параметры. В настоящей работе предлагается метод минимизации потерь активной мощности в сетях ЭЭС с учетом ограничений типа неравенств, налагаемых на режимные параметры независимых станционных узлов.

Для изложения материала, принимается та же система индексов, что и в [7].

Рассматривается следующая математическая модель минимизации потерь активной мощности в сетях ЭЭС:

$$\min P_a = \min P_a(P_i, Q_i, U_i, \Psi_{u_i}), \quad (1)$$

$$\Phi_{p_i}(P_i, Q_i, U_i, \Psi_{u_i}) = 0, \quad (2)$$

$$\Phi_{q_i}(P_i, Q_i, U_i, \Psi_{u_i}) = 0, \quad (3)$$

$$U_{m,\min} \leq U_m \leq U_{m,\max}, \quad (4)$$

$$Q_{m,\min} \leq Q_m \leq Q_{m,\max}. \quad (5)$$

Аналитические выражения функций (1)-(3) приведены в [7] в виде (15) и (16). Функции потерь активной мощности P_a в [7] представлены также в компактной форме (18). Ограничения типа неравенств (4) и (5) налагаются на модули комплексных напряжений и реактивных мощностей независимых станционных узлов.

С учетом выбранной системы индексов, принятой в [7], математическую модель (1)-(5) можно представить в виде

$$\min P_a = \min P_a(P, Q, U, \Psi_u), \quad (6)$$

$$\begin{cases} \Phi_{p_m}(P, Q, U, \Psi_u) = 0, \\ \Phi_{p_k}(P, Q, U, \Psi_u) = 0; \end{cases} \quad (7)$$

$$\begin{cases} \Phi_{q_m}(P, Q, U, \Psi_u) = 0, \\ \Phi_{q_k}(P, Q, U, \Psi_u) = 0; \end{cases} \quad (8)$$

$$\begin{cases} U_{m,\min} \leq U_m \leq U_{m,\max}, \\ Q_{m,\min} \leq Q_m \leq Q_{m,\max}. \end{cases} \quad (9)$$

Необходимое условие минимума функции потерь активной мощности $\dot{I}_a$ по активным мощностям независимых станционных узлов P_m будет

$$\frac{\partial \dot{I}_a}{\partial P_m} = \left(\frac{\partial \dot{I}_a}{\partial P_m} \right) + \sum_{j=1}^M \frac{\partial \dot{I}_a}{\partial U_j} \frac{\partial U_j}{\partial P_m} + \sum_{j=1}^M \frac{\partial \dot{I}_a}{\partial \Psi_{u_j}} \frac{\partial \Psi_{u_j}}{\partial P_m} = 0 \quad (10)$$

или

$$\left(\frac{\partial \dot{I}_a}{\partial P_m} \right) + \sum_{j=1}^M \frac{\partial \dot{I}_a}{\partial U_j} \frac{\partial U_j}{\partial P_m} + \sum_{j=1}^M \frac{\partial \dot{I}_a}{\partial \Psi_{u_j}} \frac{\partial \Psi_{u_j}}{\partial P_m} = 0. \quad (11)$$

Выражения частных производных $(\partial \dot{I}_a / \partial P_m)$, $(\partial \dot{I}_a / \partial U_j)$ и $(\partial \dot{I}_a / \partial \Psi_{u_j})$ определяются на основании аналитического выражения функции потерь активной мощности и приведены в виде (23)-(25) в [7].

Частные производные $(\partial U_j / \partial P_m)$ и $(\partial \Psi_{u_j} / \partial P_m)$ определяются на основании систем нелинейных алгебраических уравнений (2), (3) или (7), (8).

Представим выражение (11) в следующем виде:

$$\frac{\partial \dot{I}_a}{\partial P_m} = - \left(\sum_{i=1}^M \frac{\partial \dot{I}_a}{\partial U_i} \frac{\partial U_i}{\partial P_m} + \sum_{i=1}^M \frac{\partial \dot{I}_a}{\partial \Psi_{u_i}} \frac{\partial \Psi_{u_i}}{\partial P_m} \right) \quad (12)$$

или

$$\frac{\partial \dot{I}_a}{\partial P_m} = a_m, \quad (13)$$

где

$$a_m = - \left(\sum_{i=1}^M \frac{\partial \dot{I}_a}{\partial U_i} \frac{\partial U_i}{\partial P_m} + \sum_{i=1}^M \frac{\partial \dot{I}_a}{\partial \Psi_{u_i}} \frac{\partial \Psi_{u_i}}{\partial P_m} \right). \quad (14)$$

Имеем

$$2 \sum_{j=1}^M (a_{mj} P_j - b_{mj} Q_j) = a_m \quad (15)$$

или

$$2 \sum_{n=1}^{\tilde{\Lambda}} (a_{mn} P_n - b_{mn} Q_n) + 2 \sum_{k=\tilde{\Lambda}+1}^M (a_{mk} Q_k + b_{mk} P_k) = a_m. \quad (16)$$

Полученное выражение представим в виде

$$\sum_{n=1}^{\bar{A}} a_{mn} P_n = b_m, \quad (17)$$

где

$$b_m = \frac{1}{2} a_m + \sum_{n=1}^{\bar{A}} b_{mn} Q_n - \sum_{k=\bar{A}+1}^M (a_{mk} Q_k + b_{mk} P_k). \quad (18)$$

Представим выражение (18) в следующем виде:

$$b_m = \frac{1}{2} a_m + \alpha_m, \quad (19)$$

где

$$\alpha_m = \sum_{n=1}^{\bar{A}} b_{mn} Q_n - \sum_{k=\bar{A}+1}^M (a_{mk} Q_k + b_{mk} P_k). \quad (20)$$

Нетрудно убедиться, что величина (20) является постоянной при постоянстве реактивных мощностей независимых станционных узлов.

В выражении (19) величина a_m является переменной, и ее численное значение определяется по ходу расчета допустимого установившегося режима. Следовательно, численное значение b_m определяется на основании расчета допустимого установившегося режима исследуемой схемы замещения рассматриваемой ЭЭС.

Для решения задачи расчета допустимого установившегося режима ЭЭС необходимо воспользоваться системами нелинейных алгебраических уравнений (2), (3) или (7), (8).

Как было отмечено выше, если частные производные $(\partial \tilde{I}_a / \partial P_m)$, $(\partial \tilde{I}_a / \partial U_j)$, $(\partial \tilde{I}_a / \partial \Psi_{uj})$ определяются на основании аналитического выражения потерь активной мощности $\tilde{I}_a$, то частные производные $\partial U_j / \partial P_m$ и $\partial \Psi_{uj} / \partial P_m$ определяются на основании условий типа равенств (7) и (8), относительно которых можем написать

$$\begin{aligned} \frac{\partial \Phi_{pi}}{\partial P_m} + \sum_{j=1}^M \frac{\partial \Phi_{pi}}{\partial U_j} \frac{\partial U_j}{\partial P_m} + \sum_{j=1}^M \frac{\partial \Phi_{pi}}{\partial \Psi_{uj}} \frac{\partial \Psi_{uj}}{\partial P_m} &= 0, \\ \frac{\partial \Phi_{qi}}{\partial P_m} + \sum_{j=1}^M \frac{\partial \Phi_{qi}}{\partial U_j} \frac{\partial U_j}{\partial P_m} + \sum_{j=1}^M \frac{\partial \Phi_{qi}}{\partial \Psi_{uj}} \frac{\partial \Psi_{uj}}{\partial P_m} &= 0. \end{aligned} \quad (21)$$

Представим систему уравнений (21) в следующем виде:

$$\frac{\partial \Phi_{pi}}{\partial U_j} \frac{\partial U_j}{\partial P_m} + \frac{\partial \Phi_{pi}}{\partial \Psi_{uj}} \frac{\partial \Psi_{uj}}{\partial P_m} = - \frac{\partial \Phi_{pi}}{\partial P_m}, \quad (22)$$

$$\frac{\partial \Phi_{qi}}{\partial U_j} \frac{\partial U_j}{\partial P_m} + \frac{\partial \Phi_{qi}}{\partial \Psi_{uj}} \frac{\partial \Psi_{uj}}{\partial P_m} = - \frac{\partial \Phi_{qi}}{\partial P_m}.$$

Из (22) можно установить следующее матричное выражение для определения искоемых частных производных $\partial U_j / \partial P_m$ и $\partial \Psi_{uj} / \partial P_m$:

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial \Psi_{uj}}{\partial P_m} \\ \frac{\partial U_j}{\partial P_m} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \Phi_{pi}}{\partial \Psi_{uj}} & \frac{\partial \Phi_{pi}}{\partial U_j} \\ \frac{\partial \Phi_{qi}}{\partial \Psi_{uj}} & \frac{\partial \Phi_{qi}}{\partial U_j} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \frac{\partial \Phi_{pi}}{\partial P_m} \\ \frac{\partial \Phi_{qi}}{\partial P_m} \end{bmatrix}. \quad (23)$$

Пользуясь системами нелинейных алгебраических уравнений (7), (8), матричное уравнение (23) можно представить в следующем виде:

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial \Psi_{un}}{\partial P_m} \\ \frac{\partial \Psi_{uk}}{\partial P_m} \\ \frac{\partial U_n}{\partial P_m} \\ \frac{\partial U_k}{\partial P_m} \end{bmatrix} = - \begin{bmatrix} \frac{\partial \Phi_{pm}}{\partial \Psi_{un}} & \frac{\partial \Phi_{pm}}{\partial \Psi_{uk}} & \frac{\partial \Phi_{pm}}{\partial U_n} & \frac{\partial \Phi_{pm}}{\partial U_k} \\ \frac{\partial \Phi_{pk}}{\partial \Psi_{un}} & \frac{\partial \Phi_{pk}}{\partial \Psi_{uk}} & \frac{\partial \Phi_{pk}}{\partial U_n} & \frac{\partial \Phi_{pk}}{\partial U_k} \\ \frac{\partial \Phi_{qm}}{\partial \Psi_{un}} & \frac{\partial \Phi_{qm}}{\partial \Psi_{uk}} & \frac{\partial \Phi_{qm}}{\partial U_n} & \frac{\partial \Phi_{qm}}{\partial U_k} \\ \frac{\partial \Phi_{qk}}{\partial \Psi_{un}} & \frac{\partial \Phi_{qk}}{\partial \Psi_{uk}} & \frac{\partial \Phi_{qk}}{\partial U_n} & \frac{\partial \Phi_{qk}}{\partial U_k} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} \frac{\partial \Phi_{pn}}{\partial P_m} \\ \frac{\partial \Phi_{pk}}{\partial P_m} \\ \frac{\partial \Phi_{qn}}{\partial P_m} \\ \frac{\partial \Phi_{qk}}{\partial P_m} \end{bmatrix}. \quad (24)$$

Необходимо отметить, что системы нелинейных алгебраических уравнений (2), (3) или (7), (8) изображают математическую модель установившегося режима ЭЭС.

Если предположить, что все независимые узлы являются узлами типа P-Q и данная математическая модель реализуется методом первого порядка Ньютона или методом Ньютона-Рафсона, то соответствующее рекуррентное выражение представится в виде

$$\begin{bmatrix} \Psi_{um} \\ \Psi_{uk} \\ U_m \\ U_k \end{bmatrix}^{\dot{E}+1} = \begin{bmatrix} \Psi_{um} \\ \Psi_{uk} \\ U_m \\ U_k \end{bmatrix}^{\dot{E}} - \begin{bmatrix} \Delta \Psi_{um} \\ \Delta \Psi_{uk} \\ \Delta U_m \\ \Delta U_k \end{bmatrix}, \quad (25)$$

где $\dot{E}$ - номер итерации.

Столбцовая матрица, состоящая из элементов режимных параметров,

определяется на основании следующего матричного уравнения:

$$\begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \hline \Delta P_k \\ \hline \Delta Q_m \\ \hline \Delta Q_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial \Phi_{pm}}{\partial \Psi_{un}} & \frac{\partial \Phi_{pm}}{\partial \Psi_{u\ell}} & \frac{\partial \Phi_{pm}}{\partial U_n} & \frac{\partial \Phi_{pm}}{\partial U_\ell} \\ \hline \frac{\partial \Phi_{pk}}{\partial \Psi_{un}} & \frac{\partial \Phi_{pk}}{\partial \Psi_{u\ell}} & \frac{\partial \Phi_{pk}}{\partial U_n} & \frac{\partial \Phi_{pk}}{\partial U_\ell} \\ \hline \frac{\partial \Phi_{qm}}{\partial \Psi_{un}} & \frac{\partial \Phi_{qm}}{\partial \Psi_{u\ell}} & \frac{\partial \Phi_{qm}}{\partial U_n} & \frac{\partial \Phi_{qm}}{\partial U_\ell} \\ \hline \frac{\partial \Phi_{qk}}{\partial \Psi_{un}} & \frac{\partial \Phi_{qk}}{\partial \Psi_{u\ell}} & \frac{\partial \Phi_{qk}}{\partial U_n} & \frac{\partial \Phi_{qk}}{\partial U_\ell} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta \Psi_{um} \\ \hline \Delta \Psi_{uk} \\ \hline \Delta U_m \\ \hline \Delta U_k \end{bmatrix}, \quad (26)$$

где $\Delta P_m, \Delta Q_m$ и $\Delta P_k, \Delta Q_k$ - приращения активных и реактивных мощностей независимых станционных и нагрузочных узлов.

После соответствующих обозначений частных производных, входящих в матрицу Якоби, выражения (26) примет вид

$$\begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \hline \Delta P_k \\ \hline \Delta Q_m \\ \hline \Delta Q_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{mn} & a_{m\ell} & b_{mn} & b_{m\ell} \\ \hline a_{kn} & a_{k\ell} & b_{kn} & b_{k\ell} \\ \hline c_{mn} & c_{m\ell} & d_{mn} & d_{m\ell} \\ \hline c_{kn} & c_{k\ell} & d_{kn} & d_{k\ell} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta \Psi_{um} \\ \hline \Delta \Psi_{uk} \\ \hline \Delta U_m \\ \hline \Delta U_k \end{bmatrix}. \quad (27)$$

Осуществляя обращение неособенной квадратной матрицы Якоби уравнения (27), получим

$$\begin{bmatrix} \Delta \Psi_{um} \\ \hline \Delta \Psi_{uk} \\ \hline \Delta U_m \\ \hline \Delta U_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha_{mn} & \alpha_{m\ell} & \beta_{mn} & \beta_{m\ell} \\ \hline \alpha_{kn} & \alpha_{k\ell} & \beta_{kn} & \beta_{k\ell} \\ \hline \gamma_{mn} & \gamma_{m\ell} & \delta_{mn} & \delta_{m\ell} \\ \hline \gamma_{kn} & \gamma_{k\ell} & \delta_{kn} & \delta_{k\ell} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \hline \Delta P_k \\ \hline \Delta Q_m \\ \hline \Delta Q_k \end{bmatrix}, \quad (28)$$

где $\alpha, \beta, \gamma, \delta$ - элементы обращенной матрицы.

Представим матричное уравнение (28) в виде

$$\begin{bmatrix} \Delta \Psi_{um} \\ \hline \Delta \Psi_{uk} \\ \hline \Delta U_k \\ \hline \Delta U_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha_{mn} & \alpha_{m\ell} & \beta_{m\ell} & \beta_{mn} \\ \hline \alpha_{kn} & \alpha_{k\ell} & \beta_{k\ell} & \beta_{kn} \\ \hline \gamma_{kn} & \gamma_{k\ell} & \delta_{k\ell} & \delta_{kn} \\ \hline \gamma_{mn} & \gamma_{m\ell} & \delta_{m\ell} & \delta_{mn} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \hline \Delta P_k \\ \hline \Delta Q_k \\ \hline \Delta Q_m \end{bmatrix}. \quad (29)$$

Матричное выражение (29) получено для случая, когда независимые узлы являлись узлами типа P-Q. Предположим, относительно независимых станционных узлов в качестве исходной информации задаются активные мощности и модули комплексных напряжений, т.е. они являются узлами типа P-U. Поскольку модули комплексных напряжений станционных узлов задаются, то имеет место следующее соотношение:

$$[\Delta U_m] = 0. \quad (30)$$

При этом матричное выражение (30) примет вид

$$\begin{bmatrix} \Delta \Psi_{um} \\ \Delta \Psi_{uk} \\ \Delta U_k \\ 0 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha_{mn} & \alpha_{m\ell} & \beta_{m\ell} & \beta_{mn} \\ \alpha_{kn} & \alpha_{k\ell} & \beta_{k\ell} & \beta_{kn} \\ \gamma_{kn} & \gamma_{k\ell} & \delta_{k\ell} & \delta_{kn} \\ \gamma_{mn} & \gamma_{m\ell} & \delta_{m\ell} & \delta_{mn} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \Delta P_k \\ \Delta Q_k \\ \Delta Q_m \end{bmatrix}. \quad (31)$$

Полученное матричное выражение (31) можно представить как совокупность двух матричных выражений:

$$\begin{bmatrix} \Delta \Psi_{um} \\ \Delta \Psi_{uk} \\ \Delta U_k \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \alpha_{mn} & \alpha_{m\ell} & \beta_{m\ell} & \beta_{mn} \\ \alpha_{kn} & \alpha_{k\ell} & \beta_{k\ell} & \beta_{kn} \\ \gamma_{kn} & \gamma_{k\ell} & \delta_{k\ell} & \delta_{kn} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \Delta P_k \\ \Delta Q_k \\ \Delta Q_m \end{bmatrix}, \quad (32)$$

$$[0] = \begin{bmatrix} \gamma_{mn} & \gamma_{m\ell} & \delta_{m\ell} & \delta_{mn} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \Delta P_m \\ \Delta P_k \\ \Delta Q_k \\ \Delta Q_m \end{bmatrix}. \quad (33)$$

Представим матричное выражение (33) в виде

$$[0] = [\gamma_{mn}] \cdot [\Delta P_m] + [\gamma_{m\ell}] \cdot [\Delta P_k] + [\delta_{m\ell}] \cdot [\Delta Q_k] + [\delta_{mn}] \cdot [\Delta Q_m] \quad (34)$$

или

$$[\delta_{mn}] \cdot [\Delta Q_m] = -\{[\gamma_{mn}] \cdot [\Delta P_m] + [\gamma_{m\ell}] \cdot [\Delta P_k] + [\delta_{m\ell}] \cdot [\Delta Q_k]\}. \quad (35)$$

Введем следующее обозначение:

$$\Delta_{mk} = [\gamma_{mn}] \cdot [\Delta P_m] + [\gamma_{m\ell}] \cdot [\Delta P_k] + [\delta_{m\ell}] \cdot [\Delta Q_k]. \quad (36)$$

Тогда (35) примет вид

$$[\delta_{mn}] \cdot [\Delta Q_m] = -\Delta_{mk}. \quad (37)$$

Матрица $[\delta_{mn}]$ является неособенной квадратной, и поэтому можем написать

$$[\Delta Q_m] = -[\delta_{mn}]^{-1} \cdot [\Delta_{mk}]. \quad (38)$$

На основании матричного выражения (38) можно установить численные значения реактивных мощностей независимых станционных узлов:

$$[\Delta Q_m] = [\Delta Q_1 \mid \Delta Q_2 \mid \dots \mid \Delta Q_{\bar{A}}]^T, \quad (39)$$

где T – знак транспонирования.

Имея численные значения приращений реактивных мощностей, на основании первой системы (8) можно определить действительные значения реактивных мощностей независимых станционных узлов.

Устанавливая численные значения реактивных мощностей независимых станционных узлов, проверяем условие (5). Предположим, что оно удовлетворяется. Это означает, что имеем численные значения допустимых реактивных мощностей независимых станционных узлов. При

Численные значения этих режимных параметров определяются на основании следующего рекуррентного выражения:

где столбцовая матрица приращений режимных параметров в (40) определяется на основании (32).

При этом независимые узлы являются узлами P-Q, и искомыми режимными параметрами будут модули и аргументы комплексных напряжений. Расчет установившегося режима осуществляется на основании (25).

Это означает, что матрица Якоби рекуррентного выражения (26) определена из допустимого установившегося режима, и ее можно использовать в выражении (24) для определения частных производных типа $\partial \Psi_{ij} / \partial P_m$ и $\partial U_i / \partial P_m$ и численных значений a_m .

[illegible]
$$\begin{bmatrix} \mathbf{a}_{11} & \mathbf{a}_{12} & \vdots & \mathbf{a}_{1\hat{A}} \\ \mathbf{a}_{21} & \mathbf{a}_{22} & \vdots & \mathbf{a}_{2\hat{A}} \\ \dots & \dots & \vdots & \dots \\ \mathbf{a}_{\hat{A}1} & \mathbf{a}_{\hat{A}2} & \vdots & \mathbf{a}_{\hat{A}\hat{A}} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} \mathbf{p}_1 \\ \mathbf{p}_2 \\ \dots \\ \mathbf{p}_{\hat{A}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{b}_1 \\ \mathbf{b}_2 \\ \dots \\ \mathbf{b}_{\hat{A}} \end{bmatrix}. \quad (42)$$

487

$$\begin{bmatrix} P_1 \\ P_2 \\ \dots \\ P_{\tilde{A}} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_{11} & a_{12} & \vdots & a_{1\tilde{A}} \\ a_{21} & a_{22} & \vdots & a_{2\tilde{A}} \\ \dots & \dots & \vdots & \dots \\ a_{\tilde{A}1} & a_{\tilde{A}2} & \vdots & a_{\tilde{A}\tilde{A}} \end{bmatrix}^{-1} \begin{bmatrix} b_1 \\ b_2 \\ \dots \\ b_{\tilde{A}} \end{bmatrix}. \quad (43)$$

Частные производные, входящие в вышеприведенные выражения, приведены в [7]. Для определения численного значения допустимых оптимальных значений активных мощностей, минимизирующих потери активной мощности в сетях ЭЭС, предлагается соответствующий вычислительный алгоритм, в котором в качестве критерия сходимости принято условие

$$|P_m^{\dot{E}+1} - P_m^{\dot{E}}| \leq \Delta P_m, \quad m = 1, 2, \dots, \tilde{A} \quad (44)$$

или

$$|P_m^{\dot{E}+1} - P_m^{\dot{E}}| \leq \Delta P. \quad (45)$$

Здесь $P_m^{\dot{E}+1}$, $P_m^{\dot{E}}$ - последующие итерации допустимых оптимальных значений активных мощностей независимых станционных узлов; ΔP - заданная положительная величина, характеризующая точность получения численных значений вышеотмеченных оптимальных активных мощностей.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Гладунчик Е.А., Мнацаканян М.А., Тохунц А.Р., Саркисян Э.А.** Системы АСКУЭ в Армении и некоторые вопросы теоретических разработок по определению потерь мощностей в сетях с использованием метода диакоптики // Четвертый научно-технический семинар.-М., 2004, октябрь.-С. 1-10.
2. **Хачатрян В. С.** Определение установившихся режимов больших электроэнергетических систем с применением метода Ньютона-Рафсона // Известия АН СССР. Энергетика и транспорт.-1974.-N 4.-С. 36-43.
3. **Хачатрян К. В.** Коррекция установившегося режима сложной электроэнергетической системы методом диакоптики // Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН.-2004.- Т. 57, N 3.-С. 460-466.
4. **Хачатрян В. С., Бадалян Н. П., Гулян А. Г.** Выбор состава уравнений установившегося режима электроэнергетической системы при P-U и P-Q типе станционных узлов // Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН.-2003.-Т. 56, N 2.- С. 272-281.
5. **Хачатрян К. В., Бороян А. В.** Коррекция установившегося режима электроэнергетической системы при P-U и P-Q типе станционных узлов // Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН.-2003.-Т. 56, N 1.-С. 86-93.
6. **Хачатрян К. В., Бороян А. В.** Новый метод коррекции установившегося режима электроэнергетической системы // Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН.-2002.-Т. 55, N 2.-С. 222-230.
7. **Хачатрян К. В., Гладунчик Е.А., Мнацаканян М.А., Тохунц А.Р.** Минимизация потерь активной мощности в сетях электроэнергетической системы // Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН.-2004.-Т. 57, N 3.-С. 434-444.
8. **Мнацаканян М.А.** Расчет допустимого установившегося режима ЭЭС методом декомпозиции // Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН.-2004.-Т. 57, N 1.-С. 83-93.

9. **Хачатрян В. С., Минацкаян М.А.** Определение допустимых относительных приростов потерь активной мощности ЭЭС методом декомпозиции // Изв. НАН РА и ГИУА.-Сер. ТН.-2005.-Т. 58, N 1.-С. 260-268.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 11.10.2004.

Վ. Ս. ԽԱՉԱՏՐՅԱՆ, Ա. Ռ. ԹՈԽՈՒՆՑ

**ԷԼԵԿՏՐԱԿԱՆ ՑԱՆՑԵՐՈՒՄ ԱԿՏԻՎ ՀԶՈՐՈՒԹՅԱՆ ԿՈՐՄՏԻ
ՆՎԱԶԱՐԿՈՒՄԸ ՌԵԺԻՄԱՅԻՆ ՊԱՐԱՄԵՏՐԵՐԻ ՎՐԱ ԴՐՎԱԾ ՍԱՀՄԱՆԱՓԱԿՈՒՄՆԵՐԻ
ԴԵՊՔՈՒՄ**

Առաջարկվում է էլեկտրաէներգետիկական համակարգում ակտիվ հզորության կորստի նվազարկման մեթոդ, երբ անկախ կայանային հանգույցների ռեժիմային պարամետրերի վրա դրվում են անհավասարության տեսքի սահմանափակումներ:

V. S. KHACHATRYAN, A. R. TOKHUNTS

**ACTIVE POWER LOSS MINIMIZATION IN ELECTRIC NETWORKS WITH LIMITATIONS
IMPOSED ON CONDITION PARAMETERS**

A method of active power loss minimization in the electric power system when limitations of inequality type are imposed on condition parameters of independent nodes is proposed.

Ո.Զ. ՄԱՐՈՒԽՅԱՆ, Ռ.Ե. ՇԱՄԱՄՅԱՆ

ՕՂԱՅԻՆ ՌԵԳԵՆԵՐԱՏՈՐՈՎ ԳԱԶԱՏՈՒՐՔԻՆԱՅԻՆ ՏԵՂԱԿԱՅԱՆՔԻ ՓՈՓՈԽԱԿԱՆ ՋԵՐՄԱՅԻՆ ՌԵԺԻՄԻ ՀԱՇՎԱՐԿԸ

Մշակված է օդային ռեգեներատորով գազատուրբինային տեղակայանքի փոփոխական ջերմային ռեժիմի հաշվարկի մեթոդ: Որոշված է օդային ռեգեներատորի հզորությունը՝ կախված տեղակայանքի ջերմային բեռնվածության մեծությունից:

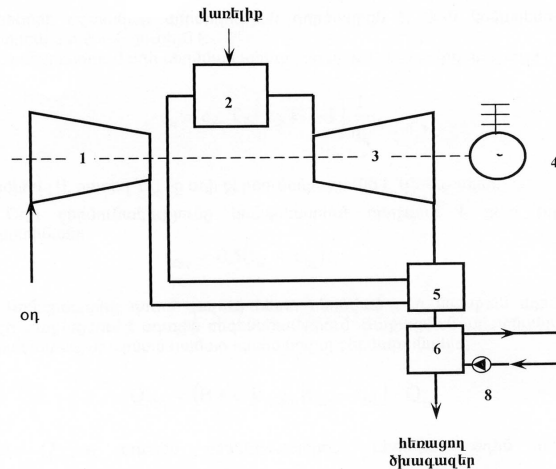
Առանցքային բառեր. ջերմաֆիկացում, տուրբոազրեգատ, գազային տուրբին, կոմպրեսոր, օդային ռեգեներատոր:

Ջերմաֆիկացման համակարգերում տուրբոազրեգատների մեծ դարձունակության (մանևրայնության) և համակցված եղանակով էլեկտրական էներգիայի մեծ տեսակարար արտադրության պահանջներին առավել չափով բավարարում են գազատուրբինային տեղակայանքներով կահավորված ջերմաէլեկտրակենտրոնները:

Գազատուրբինային տեղակայանքներում, ի տարբերություն շոգետուրբինային տեղակայանքների, աշխատող մարմինը վառելիքի այրման արգասիքների և օդի խառնուրդն է՝ 800°C և ավելի բարձր ջերմաստիճաններում: Գազատուրբինային տեղակայանքում բացակայում են կաթսայական ազրեգատը, ջրային գոլորշու կոնդենսացիոն տեղակայանքը և այլ օժանդակ սարքավորումներ, որոնք և(թանկ են, և(հսկայածավալ: Գազատուրբինային տեղակայանքն այդ պատճառով էժան է և, միևնույն ժամանակ, դարձունակ՝ տարբեր ջերմային ռեժիմներում աշխատելու համար: Գազատուրբինային տեղակայանքի՝ լրիվ հզորությամբ աշխատանքի բերման համար պահանջվում է միայն 20...30 րոպե:

Գազատուրբինային տեղակայանքը զգայուն է դրսի օդի պարամետրերի նկատմամբ: Կախված դրսի օդի ջերմաստիճանից, կարող են փոփոխվել գազատուրբինային տեղակայանքի ինչպես էլեկտրական, այնպես էլ ջերմային հզորությունը: Գազատուրբինային տեղակայանքի օգտակար գործողության գործակիցը կարող է հասնել 70...75%-ի՝ գազային տուրբինում աշխատած գազերի ջերմության օգտագործման դեպքում: Այդ ջերմությունը կարող է օգտագործվել ինչպես արդյունաբերական, այնպես էլ կոմունալ-կենցաղային նպատակների համար: Գազատուրբինային տեղակայանքները մեծ արդյունավետությամբ կարող են աշխատել բնակավայրերի ջերմամատակարարման՝ ջեռուցման և տաք ջրամատակարարման ջերմային սպառման բավարարման համար:

Բնակավայրերի ջերմաֆիկացման համակարգերում առավել նպատակահարմար է օդային ռեգեներատորով գազատուրբինային տեղակայանքի կիրառությունը: Օդային ռեգեներատորի և ջերմաֆիկացման տաքացուցչի համատեղ աշխատանքը հնարավորություն է տալիս կարգավորել գազատուրբինային տեղակայանքի աշխատանքը՝ ջեռուցման ջերմային սպառմանը համապատասխան: Օդային ռեգեներատորով գազատուրբինային տեղակայանքի սխեման բերված է նկարում:



Նկ. Օդային ռեգեներատորով գազատուրբինային տեղակայանքի սխեման

1-օդային կոմպրեսոր, 2-այրման խուց, 3-գազային տուրբին, 4-էլեկտրագեներատոր, 5-օդային ռեգեներատոր, 6-ջերմաֆիկացման տաքացուցիչ, 7-ջերմային ցանց, 8-ցանցային պոմպ

Օդի հայտնի ջերմաստիճանի և կոմպրեսորում սեղմման տրված աստիճանի դեպքում, օդի ջերմաստիճանը կոմպրեսորից հետո կարող է որոշվել հետևյալ բանաձևով

$$t_{սկ} = t_{սկ} + T_{սկ} \left(\varepsilon_k^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right) \frac{1}{\eta_k}, \quad (1)$$

որտեղ՝ $t_{սկ}$ -ն օդի ջերմաստիճանն է կոմպրեսորում սեղմման վերջում, °C, $T_{սկ}$ -ն և $t_{սկ}$ -ն օդի բացարձակ և ըստ Ցելսիուսի ջերմաստիճաններն են կոմպրեսորում, սեղմման սկզբում, K և °C, ε_k -ն կոմպրեսորում օդի սեղմման աստիճանն է, η_k -ն կոմպրեսորի օգտակար գործողության գործակիցն է, k -ն կոմպրեսորում օդի իզոէնտրոպ սեղմման ցուցիչն է:

Կոմպրեսորում օդի սեղմման տեսակարար աշխատանքը որոշվում է

$$l_k = c_{ոդ} T_{սկ} \left(\varepsilon_k^{\frac{k-1}{k}} - 1 \right) \frac{1}{\eta_k}, \quad (2)$$

բանաձևով [1], որտեղ $c_{ոդ}$ -ը օդի ջերմունակությունն է, $կՋ/կգ \cdot աստ$:

Օդի ջերմունակությունը կոմպրեսորում որոշվում է ըստ օդի միջին ջերմաստիճանի

$$t_{միջ} = 0,5(t_{սկ} + t_{սկ}): \quad (3)$$

Կոմպրեսորից դուրս գալուց հետո սեղմված օդը նախքան այրման խուց մտնելը տաքացվում է օդային ռեգեներատորում: Տաքացման աստիճանը կախված է ջերմամատակարարման համար պահանջվող ջերմաքանակից՝

$$Q_{\text{ռեգ}} = (B + G)c_{q(\text{վտ})}(t_{\text{վտ}} - t_{\text{հգ}}) - Q_2, \quad (4)$$

որտեղ $Q_{\text{ռեգ}}$ -ը օդային ռեգեներատորում սեղմված օդին հաղորդված ջերմաքանակն է, $q_{\text{վտ}}$, Q_2 -ը ջերմաֆիկացման տաքացուցչի ջերմային բեռնվածությունն է, $q_{\text{վտ}}, B$ -ն այրման խուց տրվող վառելիքի ծախսն է, կգ/վրկ, G -ն կոմպրեսորում սեղմված օդի ծախսն է, կգ/վրկ, $c_{q(\text{վտ})}$ -ն գազային տուրբինից հետո ծխագազերի ջերմունակությունն է, կՋ/կգ((C, $t_{\text{վտ}}$ -ը և $t_{\text{հգ}}$ -ը գազային տուրբինից հետո և ջերմաֆիկացման տաքացուցչից հեռացող ծխագազերի ջերմաստիճաններն են, (C:

Գազային տուրբինից հետո ծխագազերի ջերմաստիճանը կարելի է որոշել հետևյալ բանաձևով [1].

$$t_{\text{վտ}} = t_{\text{ստ}} - T_{\text{ստ}} \left(1 - \frac{1}{\varepsilon^{\frac{x-1}{x}}} \right) \eta_{\text{տ}}, \quad (5)$$

որտեղ՝ $T_{\text{ստ}}$ -ը, $t_{\text{ստ}}$ -ը գազային տուրբին տրվող ծխագազերի բացարձակ և ըստ Ցելսիուսի ջերմաստիճաններն են, K և $^{\circ}\text{C}$, ε -ը գազային տուրբինում ծխագազերի ընդարձակման աստիճանն է, x -ը գազային տուրբինում ծխագազերի իզոէնտրոպ ընդարձակման ցուցիչն է:

Գազային տուրբինում ընդարձակման աշխատանքի տեսակարար մեծությունը որոշվում է

$$I_{\text{տ}} = c_{q(\text{վ})} T_{\text{ստ}} \left(1 - \frac{1}{\varepsilon^{\frac{x-1}{x}}} \right) \eta_{\text{տ}} \quad (6)$$

բանաձևով [1], որտեղ $c_{q(\text{վ})}$ -ն ծխագազերի ջերմունակությունն է, որը որոշվում է ըստ տուրբինում ծխագազերի միջին ջերմաստիճանի, կՋ/կգ((C:

Գազատուրբինային տեղակայանքի էլեկտրական հզորությունը որոշվում է՝

$$N_{\text{տ}} = [(B + G)I_{\text{տ}} - GI_{\text{կ}}] \eta_{\text{էգ}}, \quad (7)$$

բանաձևով, որտեղ $\eta_{\text{էգ}}$ -ն էլեկտրագեներատորի օգտակար գործողության գործակիցն է:

Գազատուրբինային տեղակայանքի աշխատանքի յուրաքանչյուր ռեժիմում վառելիքի ծախսը, կախված ջերմաֆիկացման տաքացուցչի ջերմային բեռնվածությունից, կարող է որոշվել

$$B = \frac{Q_2 + \frac{N_{\text{տ}}}{\eta_{\text{էգ}}(I_{\text{տ}} - I_{\text{կ}})} [c_{q\text{տ}} \Delta t_{\text{տ}} + c_{\text{գ}} t_{\text{հգ}} - c_{\text{օդ}} t_{\text{օդ}}]}{Q_{\text{ս}}^{\text{բ}} \eta_{\text{ախ}} + c_{\text{ս}} t_{\text{ս}} - \frac{I_{\text{տ}}}{I_{\text{տ}} - I_{\text{կ}}} c_{\text{օդ}} t_{\text{օդ}} + \frac{I_{\text{կ}}}{I_{\text{տ}} - I_{\text{կ}}} (c_{q\text{տ}} \Delta t_{\text{տ}} + c_{\text{գ}} t_{\text{հգ}})} \quad (8)$$

բանաձևով, որտեղ Q_u^p -ն վառելիքի ստորին աշխատանքային ջերմատվությունն է, q_2/q_1 , c_d -ն վառելիքի ջերմունակությունն է, $q_2/q_1((C, \Delta t_{\text{տ}})$ -ն ծխագազերի ջերմաստիճանային անկումն է տուրբինում, $^{\circ}\text{C}$, $\eta_{\text{ախ}}$ -ն այրման խցի օգտակար գործողության գործակիցն է, t_d -ն վառելիքի ջերմաստիճանն է, $^{\circ}\text{C}$:

Գազատուրբինային ջերմաէլեկտրակենտրոնի տրված էլեկտրական հզորության (N_t) և ջերմաֆիկացման տաքացուցիչի տրված ջերմային բեռնվածության (Q_2), ինչպես նաև գազատուրբինային տեղակայանքից հեռացող ծխագազերի ընդունված ջերմաստիճանի դեպքում ըստ (7) և (4) բանաձևերի կարող են որոշվել կոմպրեսորում սեղմված օդի ծախսը և օդային ռեգեներատորի ջերմային հզորությունը:

ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ՑԱՆԿ

1. **Рыжкин В.Я., Цанев С.В.** Тепловые схемы и показатели газотурбинных и парогазовых электростанций.- М.: МЭИ, 1980. – 28 с.

ՀՊՀՀ. Նյութը ներկայացվել է խմբագրություն 10.03.2004.

В.З. МАРУХЯН, Р.Е. ШАМАМЯН

РАСЧЕТ ПЕРЕМЕННОГО ТЕПЛОВОГО РЕЖИМА ГАЗОТУРБИННОЙ УСТАНОВКИ С ВОЗДУШНЫМ РЕГЕНЕРАТОРОМ

Разработан метод расчета переменного теплового режима газотурбинной установки с воздушным регенератором. Определена мощность воздушного регенератора в зависимости от величины тепловой нагрузки газотурбинной установки.

V.Z. MARUKHYAN, R. Y. SHAMAMYAN

VARIABLE HEAT REGIME CALCULATION OF GAS-TURBINE UNIT WITH AIR REGENERATOR

The variable heat regime calculation method of gas-turbine unit with air regenerator has been investigated. The power of air regenerator depending on the value of heat loading of gas-turbine unit has been defined.

Г.Д. АКОПДЖАНЫН, В.С. САФАРЯН

НОВАЯ МОДЕЛЬ РЕЖИМА ОДНОРОДНОЙ ЛИНИИ

Разработана новая модель для расчета однородных длинных линий передач, рассматриваемых как цепи с распределенными параметрами. Данная модель отличается от классической простотой формулы расчета.

Ключевые слова: модель, линия, режим, цепная схема.

Известен классический метод расчета однородных длинных линий, рассматриваемых как электрические цепи с распределенными параметрами [1, 2]. При установившемся режиме работы линии напряжения в различных ее точках при отсчете расстояния x от конца линии рассчитываются по известному соотношению

$$\dot{U}_x = \frac{1}{2}(\dot{U}_2 + Z_c \dot{I}_2)e^{\gamma x} + \frac{1}{2}(\dot{U}_2 - Z_c \dot{I}_2)e^{-\gamma x} = \dot{U}_2 \cosh \gamma x + \dot{I}_2 Z_c \sinh \gamma x, \quad (1)$$

где $\dot{U}_2$ и $\dot{I}_2$ - комплексы действующих значений напряжения и тока в конце линии; Z_c - волновое сопротивление; γ - коэффициент распространения линии.

В настоящей статье получена новая модель для расчета однородных длинных линий, рассматриваемых как цепи с распределенными параметрами.

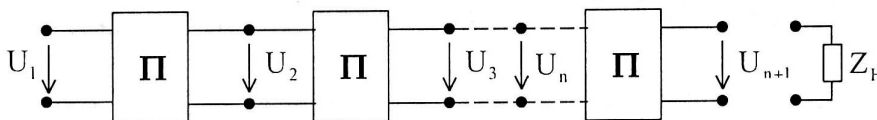


Рис. 1

В [3] исследованы однородные цепные схемы (состоящие из n симметричных четырехполюсников) с точки зрения определения функции передачи по напряжению (k_{ui}) для различных ступеней ($i = 2, 3, \dots, n+1$) цепной схемы (рис. 1), работающей в режиме холостого хода:

$$K_{ui} = \frac{U_i}{U_1}$$

при $i = 2, 3, \dots, n+1$. Для коэффициента передачи получена формула

$$K_{ui} = \frac{1 + C^{n-i}}{1 + C^n} C^{i/2},$$

где $C = \frac{\sqrt{Z_a} - \sqrt{Z_{ab}}}{\sqrt{Z_a} + \sqrt{Z_{ab}}}$; Z_a - входное сопротивление холостого хода одного четырехполюсника; Z_{ab} - то же, при коротком замыкании на выходе.

При нагруженной цепной схеме сопротивлением Z_H функция передачи по напряжению принимает вид

$$K_{ui} = \frac{1 + C^{n-i}}{1 + C^n} C^{i/2}, \quad (2)$$

где $\alpha = \frac{Z_H - Z_C}{Z_H + Z_C}$; Z_C - характеристическое сопротивление одного четырехполюсника.

Отметим, что $C^{i/2}$ является передаточной функцией по напряжению однородной цепной схемы с бесконечным числом звеньев (четырёхполюсников), а также при ее работе на согласованную нагрузку ($Z_N = Z_C$).

Выясним связь между коэффициентом C и мерой передачи [1, 2] четырехполюсника. Известно [1], что

$$\text{thg} = \frac{e^g - e^{-g}}{e^g + e^{-g}} = \sqrt{\frac{Z_{ab}}{Z_a}} = K,$$

где K - в общем случае комплексное число.

Решая это уравнение относительно g , получим

$$g = \frac{1}{2} \ln \frac{1 + K}{1 - K}.$$

Подставляя значение $K = \sqrt{\frac{Z_{ab}}{Z_a}}$, получим

$$g = \frac{1}{2} \ln \frac{\sqrt{Z_a} + \sqrt{Z_{ab}}}{\sqrt{Z_a} - \sqrt{Z_{ab}}} = -\ln \sqrt{C},$$

откуда $e^g = \frac{1}{\sqrt{C}}$ и $e^{-g} = \sqrt{C}$ или

$$C = e^{-2g}. \quad (3)$$

Преобразуем функцию передачи по напряжению цепной схемы (2). Подставляя в нее значения C и α , получим

$$K_{iu} = \frac{1 + \alpha e^{-2g(n-i)}}{1 + \alpha e^{-2gn}} e^{-2gi/2} = \frac{Z_H \text{ch}(n-i)g + Z_C \text{sh}(n-i)g}{Z_n \text{ch}ng + Z_C \text{sh}ng}. \quad (4)$$

Теперь рассмотрим однородную линию. Пользуясь равенством (1) и учитывая, что $\dot{I}_2 = \frac{\dot{U}_2}{Z_H}$, определим функцию передачи по напряжению для любой ее точки:

$$K_{xU} = \frac{\dot{U}_x}{\dot{U}_1} = \frac{Z_H \operatorname{ch} \gamma x + Z_C \operatorname{sh} \gamma x}{Z_H \operatorname{ch} \gamma l + Z_C \operatorname{sh} \gamma l}, \quad (5)$$

где l - длина линии; $\dot{U}_1$ - напряжение в начале линии.

Сравнив выражения функции передач однородной цепной схемы (4) и однородной длинной линии (5), нетрудно заключить, что они адекватны. Заменяя в (5) γ на g , x на $p-i$ и l на p , получим выражение (4), которое, как известно, соответствует равенству (2). Произведя в последнем указанные замены, получим

$$K_{(l-x)U} = \frac{1 + \alpha C^x}{1 + \alpha C^l} C^{\frac{l-x}{2}}. \quad (6)$$

Данное выражение дает возможность рассчитать напряжение в любой точке линии при известном напряжении в ее начале:

$$\dot{U}_x = K_{iU} \dot{U}_1.$$

Таким образом, получена новая математическая модель однородной линии, качественно отличающаяся от классической модели.

В частных случаях коэффициент передачи по напряжению будет иметь следующие значения:

- а) при работе линии в режиме холостого хода ($Z_H = \infty$), $\alpha = 1$ и $K_{xU_{xx}} = \frac{1 + C^x}{1 + C^l} C^{\frac{l-x}{2}}$;
- б) при коротком замыкании в конце линии ($Z_H = 0$), $\alpha = -1$ и $K_{xU_{k.3}} = \frac{1 - C^x}{1 - C^l} C^{\frac{l-x}{2}}$;
- в) при согласованной нагрузке ($Z_H = Z_C$), $\alpha = 0$ и $K_{xU_C} = C^{\frac{l-x}{2}}$.

Заметим, что во всех выражениях, относящихся к однородной линии, расстояние отсчитывается от конца линии к ее началу. Заменяя в них x на $l-x$, можно расстояние отсчитать от начала линии.

Составлена программа для расчета однородной линии на ЭВМ.

Пример расчета. Длина линии передачи постоянного тока - $l = 10$ условных единиц, напряжение в начале - $U_1 = 100$ единиц. Рассмотрим линию, представленную Т - образной схемой замещения с параметрами: $Z_1 = 1$, $Z_0 = 500$, $Z_H = 150$ (рис. 2).

На основе вышеизложенного определяем дополнительные параметры линии, необходимые при расчете напряжений:

$$Z_a = 501, Z_{ab} = 1,998, C = 0,8812, Z_C = 31,6386, \alpha = 0,6516 \text{ и } g = 0,0632.$$

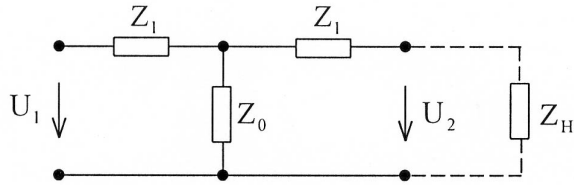


Рис. 2

Далее, подставляя значения параметров в (5) (классический метод) и (6) (предлагаемый метод) и рассчитывая напряжения в различных точках линии (x), пользуясь то одной, то другой формулами для одних и тех же точек линии, получаем совершенно одинаковые результаты (см. табл.).

Таблица

x	10,0	9,5	9,0	8,5	8,0	7,5	7,0	6,0	6,5	5,0
U	100	97,87	95,83	93,9	92,06	90,31	88,65	85,59	87,08	82,88

x	4,5	4	3,5	3,0	2,5	2,0	1,5	1,0	0,5	0,0
U	81,65	80,50	79,43	78,44	77,53	76,69	75,94	75,25	74,65	74,12

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Атабеков Г.И.** Теоретические основы электротехники. Ч.I. – М.: Госэнергоиздат, 1962. – 280 с.
2. **Нейман Л.Р., Демирчян К.С.** Теоретические основы электротехники. – М.: Энергия, 1966. – 522 с.
3. **Акопджанян Г.Д., Сафарян В.С.** К исследованию однородных цепных схем // Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН. – 2003. – Т.56, № 2. – С. 301 – 305.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 26.12.2003.

Գ.Դ. ՀԱՎՈՐՋԱՆՅԱՆ, Վ.Ս. ՄԱՏԱՐՅԱՆ ՀԱՄԱՄԵՆ ԳԾԵՐԻ ՀԱՇՎԱՐԿՄԱՆ ՄԵԹՈԴ

Մշակված է բաշխված պարամետրերով համասեռ երկար հաղորդման գծերի հաշվարկման նոր մոդել, որը դասական մոդելից տարբերվում է հաշվարկման բանաձևի պարզությամբ:

G.D. HAKOPJANYAN, V.S. SAFARYAN METHOD OF HOMOGENEOUS LINE CALCULATION

The new settlement model for homogeneous long lines of transfers, which differs from classical model by simplicity of the settlement formula, is developed.

С.Г. АКОПЯН, А.С. АРУТЮНЯН, А.Г. АКОПЯН, А.Г. АРАМЯН

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ БАЗИСНОГО УЗЛА НА ПОТЕРИ АКТИВНОЙ МОЩНОСТИ В СЕТИ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ

Исследуется влияние величины напряжения базисного узла на потери мощности и повышение эффективности работы в сетях электроэнергетической системы (ЭЭС). Рассматривается пример расчета.

Ключевые слова: электроэнергетическая система, базисный узел, экстремальный подход, потери мощности.

Задачи потокораспределения установившегося режима в ЭЭС в настоящее время являются актуальными. Имеется ряд методов, моделей и алгоритмов расчета, которые нашли различное применение. При этом большинство существующих методов расчета опираются на то, что величина напряжения базисного узла, как исходная информация, должна быть заданной. В действительности же напряжение базисного узла в течение суток изменяется, и его величина точно не известна. Поэтому это напряжение задается исследователем априори, исходя из интуитивных соображений и эмпирических оценок, которые вводят в результаты решения задачи неточность и ошибки. В некоторых случаях эти ошибки могут быть значительными и искажают реальную картину потокораспределения, приводя к дополнительным потерям активной мощности в сетях ЭЭС. Причем такие отклонения носят методический характер. Целью настоящей работы является исследование влияния различного значения заданного уровня напряжения базисного узла на параметры потокораспределения и на потери электроэнергии в сетях ЭЭС, привлечение внимания соответствующих специалистов в данной области к этой укоренившейся традиционной ошибке, разработка путей преодоления и устранения указанных недостатков.

Учитывая сложность, остроту и актуальность данного вопроса, исследования проводятся на известном и хорошо апробированном примере [1], где не учитываются побочные факторы и явления при расчете потерь. Вначале рассмотрим математическую модель традиционной задачи расчета установившегося режима ЭЭС с сосредоточенными параметрами в форме $\dot{Y}$. Рассмотрим электрическую цепь ЭЭС произвольной структуры, схема замещения которой состоит из $s=m+1$ узлов и p ветвей. Уравнения установившегося режима ЭЭС трехфазного (симметричного) переменного тока, связывающие мощности, задающие токи ($\hat{S}_j$ комплексно-сопряженные) и напряжения узлов в форме $\dot{Y}$, имеют вид

$$\dot{S}_j = P_j + jQ_j = 3\dot{U}_j \hat{S}_j, \quad j = 1, 2, \dots, m, \quad (1)$$

$$\sum_{k=1}^m Y_{jk} (\dot{U}_k - \dot{U}_0) = \dot{S}_j, j = 1, 2, \dots, m, \quad (2)$$

где Y_{jk} – элементы неособенной матрицы проводимостей, составленной для m независимых узлов.

При учете в схеме замещения ЭЭС поперечных паразитных емкостей линий электропередач (ЛЭП) компенсируются индуктивности в системе и уменьшаются потери реактивной мощности. Одновременно учет поперечных емкостей ЛЭП усложняет математическую модель и алгоритм расчета, так как эти емкости уменьшают диагональные элементы матрицы проводимостей, которые ухудшают сходимость итерационного процесса при решении задачи потокораспределения установившегося режима ЭЭС. Во избежание этого в схеме замещения ЭЭС можно не учитывать поперечные паразитные емкости ЛЭП. Если же по требованию рассматриваемой задачи необходим их учет, то это делается согласно [2], т.е. эти емкостные поперечные проводимости не суммируются с диагональными элементами матрицы проводимостей, а представляются эквивалентными источниками тока, которые в каждом шаге итерации считаются заданными.

Система нелинейных (1) и линейных (2) уравнений при заданных мощностях узлов $\dot{S}_j$, параметрах сети Y_{jk} и напряжении U_0 базисного (балансирующего) узла в общем случае решается итерационными методами. После решения задачи (1),(2) для каждого заданного значения напряжения базисного узла потери активной мощности рассчитываются по формуле

$$\pi = \sum_{i=1}^n I_i^2 r_i + \Delta P_j, \quad (3)$$

где ΔP_j – суммарные потери активной мощности на корону в линиях, холостого хода в трансформаторах, автотрансформаторах, в батареях конденсаторов и в реакторах, подключенных к j -му узлу схемы замещения ЭЭС.

Токи в ветвях $\dot{I}_i$ схемы замещения ЭЭС определяются по закону Ома для каждой ветви:

$$\sum_{j=1}^s a_{ij} \dot{U}_j = Z_i \dot{I}_i, i = 1, 2, \dots, n, \quad (4)$$

где a_{ij} – элемент транспонированной матрицы инцидентий; Z_i – комплексные сопротивления ветвей схемы замещения ЭЭС.

В [3,4] рассматривается экстремальный подход к решению задач потокораспределения ЭЭС. Речь идет об оптимизации потокораспределения установившегося режима в произвольной пассивной цепи ЭЭС в виде задачи на минимум суммарных потерь активной мощности в сети ЭЭС (3) при соблюдении условий ограничений в виде уравнения узловых напряжений, составленного для всех s узлов схемы замещения ЭЭС:

$$\sum_{k=1}^s Y_{jk} \dot{U}_k = \dot{\mathcal{S}}_j, j = 1, 2, \dots, s, \quad (5)$$

(где Y_{jk} – элементы особой матрицы проводимостей), а также уравнения закона Ома для каждой ветви (4), уравнений связывающих мощности, задающие токи и фазные напряжения узлов (1) и технических ограничений на модули напряжений в виде неравенств

$$U_{j\min} \leq U_j \leq U_{j\max}, j = 1, 2, \dots, s. \quad (6)$$

Из (1)-(3) видно, что потери активной мощности в сетях ЭЭС (3) зависят от задаваемого значения базисного напряжения U_6 .

Если в (2) базисному значению U_6 задать ряд дискретных значений $U_6^{(\omega)}$ ($\omega=1, 2, \dots, \Omega$) вокруг номинального уровня напряжения и для каждого значения $U_6^{(\omega)}$ по (1),(2) решить задачу установившегося режима ЭЭС (при неизменных значениях Y_{jk}, P_j, Q_j), то получим $U_j^{(\omega)}$ ($j=1, 2, \dots, m, \omega=1, 2, \dots, \Omega$) решений.

На основе полученных данных по формулам (3),(4) рассчитываются потери $\pi^{(\omega)}$ ($\omega=1, 2, \dots, \Omega$) активной мощности в сети ЭЭС, затем по расчетным данным строится график зависимости потерь активной мощности от значения напряжения базисного узла $\pi=f(U_6)$.

Отметим, что при расчете потерь по (3) побочные факторы не учитываются, поскольку в сопоставляемом примере [1] их также не учитывают. При этом решаемая задача несколько идеализируется, принимая, что ΔP_j – примерно постоянная величина, что и при решении оптимизационной задачи (3)-(6), параметры режимов ЭЭС не зависят от величины ΔP_j .

Исходя из физических соображений, можно заметить, что чем больше заданные значения базисного напряжения U_6 , тем больше уровни напряжения U_j в узлах. Так как заданные значения мощностей P_j, Q_j как исходная информация, не меняются, то решение задачи (1), (2) приводит к уменьшению уровней токов и потокораспределения в сетях ЭЭС, а следовательно, к уменьшению потерь активной мощности в сети, рассчитанной по (3). Многочисленные экспериментальные расчеты для схемы сетей рис.1 показали, что между π и U_6 в окрестности номинального уровня напряжения имеет место примерно линейная зависимость. Следует отметить, что по заданным значениям напряжения базисного узла $U_6^{(\omega)}$ ($\omega=1, 2, \dots, \Omega$) соответствующие им режимные параметры $U_j^{(\omega)}$ ($j=1, 2, \dots, m, \omega=1, 2, \dots, \Omega$) могут оказаться для реальной энергосистемы нереализуемыми, так как система уравнений (1),(2) решается без учета технологических ограничений в виде неравенств (6). Они могут быть учтены только при экстремальной постановке задачи и решении задач потокораспределения установившегося режима ЭЭС с минимизацией потерь активной мощности в сети ЭЭС, т.е. задачи (3)-(6).

В результате решения задачи (3)-(6) определяются оптимальные параметры $\dot{U}_j^*$ ($j=1, 2, \dots, s$), в том числе оптимальное значение напряжения балансирующего узла $\dot{U}_s^* = U_6^*$, которые удовлетворяют условиям (6).

Следует отметить, что в оптимизационной задаче (3)-(6), благодаря наличию ограничения (6), требования минимума потерь (3) приводят к нахождению наименьшего значения потерь активной мощности в сети ЭЭС. Алгоритм решения задачи (3)-(6) составлен так, что на каждом шаге итерационного процесса балансирующий узел (балансирующая станция) балансирует величины токов ветвей, соединенные в балансирующий узел. Далее определяется новое уточненное значение напряжения балансирующего узла, и это напряжение используется для следующего шага итерации.

Итерационный процесс продолжается до тех пор, пока не найдено оптимальное значение напряжения балансирующего узла и наименьшее значение потерь активной мощности ЭЭС. По найденному значению U_6^* определяются значения активной и реактивной мощностей балансирующего узла ЭЭС. Найденные величины, как исходная информация, задаются для этого узла, и этот режим поддерживается (взамен заданного напряжения базисного узла U_6 в задаче (1)-(2)).

Пример. Рассмотрим четырехузловую схему ЭЭС, схема замещения которой представлена на рис.1.

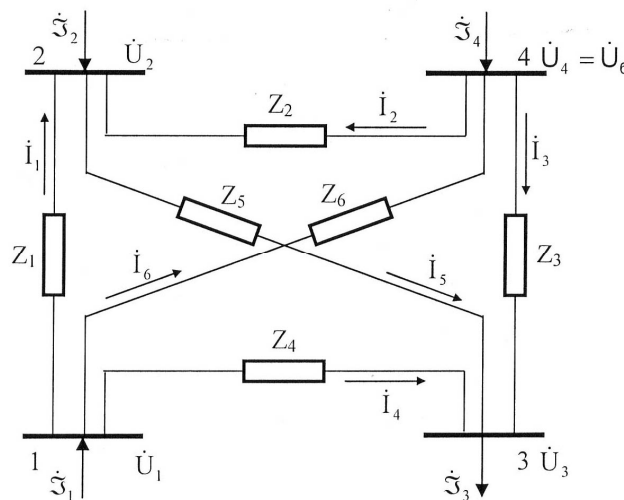


Рис.1

$$Z_1=9,2+j21,0, \quad Z_2=28,2+j88,6, \quad Z_3=12,5+j27,0, \\ Z_4=9,7+j26,1, \quad Z_5=10,0+j20,0, \quad Z_6=28,2+j76,6.$$

Для этой схемы активные и реактивные мощности генераторных и нагрузочных узлов 1,2,3,4 имеют следующие значения.

Таблица 1

	P, МВт	Q, МВАр
1	161,29	80,64
2	202,46	101,23
3	431,68	-215,84
4	-	-

Напряжение базисного узла в рассматриваемом примере равно: $\dot{U}_4 = U_6 = 220$ кВ. На основе исходной информации произведен расчет установившегося режима данной ЭЭС и получены следующие значения узловых напряжений (в кВ) и аргументов (в градусах) для узлов 1,2,3:

$$\dot{U}_1 = 220,8, \angle 1,18^\circ; \dot{U}_2 = 221,4, \angle 1^\circ; \dot{U}_3 = 204,7, \angle -2,36^\circ.$$

Мощность балансирующего узла 4 составляет: $P_4 = 88,18$ МВт, $Q_4 = 79,88$ МВАр, потери активной и реактивной мощностей в сети – (=20,24 МВт (потери реактивной мощности: 45,91 МВАр).

Затем, задавая различные дискретные значения напряжения базисного узла $U_6^{(\omega)}$ ($\omega = 1-21$) вокруг $U_6 = 220$ кВ, решая для каждого значения ω задачу (1),(2) и рассчитывая по (3) значения потерь активной мощности в сети (МВт) ЭЭС, получим график функции $\pi = f(U_6)$ (рис 2).

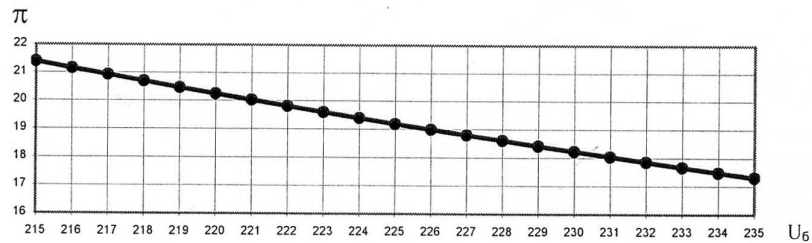


Рис.2

Пример с теми же заданными исходными данными активных и реактивных мощностей узлов 1,2,3 был решен в экстремальной постановке, т.е. оптимизационной задаче (3)-(6). Получены следующие оптимальные значения модулей напряжений узлов 1,2,3,4 (табл.2).

Таблица 2

N	U^* , кВ
1	226,98
2	227,46
3	211,02
4	225,90

В табл.3 представлены оптимальные значения входных и выходных узловых токов в узлах 1,2,3,4.

Таблица 3

N	$\Im', \text{кА}$	$\Im'', \text{кА}$	$\Im, \text{кА}$
1	0,334	-0,314	0,4584
2	0,418	-0,394	0,5744
3	-0,905	0,962	1,3208
4	0,149	-0,253	0,2936

В табл.4 представлены оптимальные значения токов в ветвях 1-6.

Таблица 4

$I', \text{кА}$	$I'', \text{кА}$	$I, \text{кА}$
0,008	0,013	0,015
-0,026	0,009	0,029
0,208	-0,269	0,340
0,295	-0,321	0,435
0,401	-0,371	0,546
0,033	-0,006	0,033

В табл. 3 и 4 приводятся значения действительных и мнимых составляющих токов. Наименьшее значение потерь активной мощности в сети ЭЭС составляет $\pi^* = 18,979 \text{ МВт}$.

В рассматриваемом примере [1] ЭЭС работала в обычном неоптимальном режиме при $\pi = 20,24 \text{ МВт}$, а после оптимизации режима работы ЭЭС потери уменьшаются до величины $\pi^* = 18,979 \text{ МВт}$. Следовательно, оптимизация режима ЭЭС данного примера позволила нам сэкономить $\Delta\pi = \pi - \pi^* = 20,24 - 18,979 = 1,261 \text{ МВт}$ мощности в сети ЭЭС.

Таким образом, результаты исследования показали, что в известных традиционных методах расчета установившегося режима ЭЭС, где задается (априори) значение напряжения базисного узла, возникают некоторые ошибки, которые искажают реальную картину потокораспределения и при поддержании искаженного режима в реальной ЭЭС приводят к дополнительным потерям активной мощности в сети. Во избежание указанных недостатков предлагается задачу потокораспределения установившегося режима решить в экстремальной постановке, т.е. решить задачу оптимального потокораспределения (3)-(6).

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Хачатрян В.С., Этмекчян Э.А.** Специальные вопросы электрических систем: Учебное пособие.- Ереван / ГИУА, 1992.-118 с.
2. **Акопян С.Г., Арутюнян А.С.** Ускорение сходимости итерационного процесса при решении свободного потокораспределения установившегося режима электроэнергетической системы // Сб. материалов годичной научной конференции ГИУА. –Ереван, 2002. - Т.1. - С.149-150.

3. **Акопян С.Г.** Об одном методе расчета потокораспределения установившегося режима электроэнергетической системы // Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН. - 2000. – Т. 53, № 3.- С. 340-346.
4. **Акопян С.Г., Арутюнян А.С.** Экстремальный подход к описанию и расчету потокораспределения установившегося режима электроэнергетической системы // Сборник материалов годичной научной конференции ГИУА. - Ереван, 2002.- Т.1. - С. 148-149.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 13.10.2003.

**Ս.Հ. ՀԱԿՈՔՅԱՆ, Ա.Ս. ՀԱՐՈՒԹՅՈՒՆՅԱՆ, Հ.Գ. ՀԱԿՈՔՅԱՆ,
Ա.Հ. ԱՐԱՄՅԱՆ**

**ԲԱԶԻՍԱՅԻՆ ՀԱՆԳՈՒՅՑԻ ԼԱՐՄԱՆ ԱԶԴԵՑՈՒԹՅԱՆ ՀԵՏԱԶՈՏՈՒՄԸ
ԷԼԵԿՏՐԱԷՆԵՐԳԵՏԻԿԱԿԱՆ ՀԱՄԱԿԱՐԳԻ ՑԱՆՑՈՒՄ ԱԿՏԻՎ ՀԶՈՐՈՒԹՅԱՆ ԿՈՐՄՏԻ ՎՐԱ**

Հետազոտվում են բազիսային հանգույցի լարման ազդեցությունը հզորության կորստի վրա և էլեկտրաէներգետիկական համակարգի էլեկտրական ցանցի արդյունավետ աշխատանքի բարձրացումը: Աշխատանքը առաջին փորձն է տվյալ արդիական հարցին մասնագետների ուշադրությունը հրավիրելու համար:

**S.G. HAKOPYAN, A.S. HARUTIUNYAN, H.G. HAKOPYAN,
A.G. ARAMYAN**

**INVESTIGATIONS OF BASIC NODE VOLTAGE IMPACT ON ACTIVE POWER LOSSES IN THE
POWER SYSTEM GRID**

The impact of basic node voltage magnitude on the power system (PS) capacity loss and work efficiency rise is investigated.

В.Г. ПЕТРОСЯН

СИСТЕМА КОНТРОЛЯ ТЕЧИ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ И ВОЗМОЖНОСТЬ ЕЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ В КОНЦЕПЦИИ «ТЕЧЬ ПЕРЕД РАЗРУШЕНИЕМ»

Предлагаются дополнения к алгоритму определения расхода протечки в диагностической системе контроля течи теплоносителя из первого контура энергоблока №2 Арм. АЭС с введением поправочных коэффициентов.

Ключевые слова: аппроксимация, локализация, протечка, чувствительность системы, вязкость воды, песочная шероховатость, коэффициент ослабления.

1. Необходимость рассмотрения задачи аппроксимации в процессе локализации места и определения расхода протечки. В программном обеспечении (ПО) системы контроля течи теплоносителя (СКТТ), как правило, процесс аппроксимации проводится при заданном начале координатной системы. Однако опыт показывает, что начало отсчета системы также должно быть включено в состав неопределенных параметров наряду с определением коэффициента затухания и свободного члена в принятой зависимости закона ослабления, иначе говоря, процесс аппроксимации производится по максимуму коэффициента корреляции. В результате решения этой экстремальной задачи устанавливается и начало координат наряду с $R_{\text{он}}$ – местоположением протечки.

Определение начала координат в системе при аппроксимации. Процесс аппроксимации обычно проводится при заданном произвольном R . В произвольно заданной координатной системе отмечается местоположение датчиков (расстояние датчиков от принятой неопределенной точки), при котором обычной процедурой определяется значение коэффициента корреляции. Затем путем изменения R по градиентной процедуре из условия $\max R(x)$ определяется число x , тем самым и место установки датчиков от x . Итерационная процедура продолжается до стабилизации $R(x)$ по x . Анализ результатов позволяет корректно определить местоположение каждого датчика рассматриваемого массива данных. Кроме того, становится возможной оценка величины расхождения показания сигналов и установление идентичности датчиков, расположенных в идентичных местах.

Для повышения эффективности процесса локализации изложенные выше вычисления следует проводить заранее, при этом убеждаясь в правильности реализации программы.

Указанные выше дополнения весьма эффективны также для решения задачи расчета расхода протечки и повышения точности и имеют принципиальное значение для повышения эффективности СКТТ [1]

2. Учет флуктуации сигналов в СКТТ. Следующим важным моментом в СКТТ является наблюдение локализации протечки расходящегося процесса,

связанного с флуктуацией значений сигналов, т.е. процесса типа $\Delta \leftrightarrow \Delta x$, где Δx – повышение значений сигналов в момент $t + \Delta t$, иначе говоря, в момент t разница значений сигналов равна 0, а при $t + \Delta t$ сигналы имеют определенное значение.

Следует отметить, что, не имея сходящегося значения места протечки, нельзя выбрать и значение сигнала в месте протечки, тем самым определить расход протечки. Последний рекомендуется определить по известной зависимости $\Delta x = f(\Delta y)$, где Δx – изменение значения сигналов датчиков в месте установки излучателя или в начале координат; Δy – изменение расхода протечки. Этот момент приводит к неопределенности как при определении места локализации, так и при определении расхода протечки [2].

Известно, что построение функции $\Delta x = f(\Delta y)$ – довольно сложная процедура, и поэтому рекомендуется коэффициент пропорциональности подбирать на основе заводских испытаний. Изложенный подход реализован в алгоритме локализации и определения расхода протечки. Однако опыт эксплуатации СКТТ показал, что, учитывая расходящийся процесс $0 \leftrightarrow \Delta x$, следует ввести соответствующее дополнение к алгоритму, позволяющее ликвидировать $0 \leftrightarrow \Delta x$ путем замены его на $\Delta x = \Delta x / 2$. Это предложение в дальнейшем следует исследовать и выбрать более эффективный метод ликвидации расходимости, далее проверить его на практике, тем более, что этот процесс мало исследован в СКТТ и вообще не рассмотрен.

Проблема определения расхода протечки является важной и при реализации концепции «Течь перед разрывом» (ТПР), поэтому требуются более подробные исследования и повышение точности расчетов, что позволит более точно рассчитать концепцию утечки при использовании концепции ТПР, установлении динамики роста трещины и подготовке информации об утечке.

3. Исследования по определению чувствительности системы контроля течи. Надо отметить, что все приведенные суждения основаны на экспериментальном материале, полученном в результате длительной эксплуатации СКТТ на энергоблоке №2 ААЭС.

Для реализации концепции ТПР важным фактором является установление чувствительности системы контроля течи. В силу этого методам и средствам контроля течи должны удовлетворять определенные требования: быстродействие, надежность, простота в эксплуатации, позволяющие оператору ясно и однозначно устанавливать факт наличия течи и место ее расположения. Например, в нормативных документах проектная течь в рамках концепции ТПР принимается равной 3,8 л/мин, хотя в некоторых случаях, в зависимости от свойств материала трубопроводов, условий эксплуатации и других факторов, может потребоваться более высокая чувствительность системы.

Опыт эксплуатации показал, что на чувствительность средств контроля течи влияют количество датчиков в рассматриваемом массиве, оптимальное их расположение на первом контуре блоков АЭС, методика локализации протечки и точность определения. В связи с этим особое значение приобретают дополнения программного обеспечения СКТТ, изложенные выше и испытанные на энергоблоке №2 ААЭС, что позволяет с заданной чувствительностью определить количество и места установления их в массиве.

Наименьшие течи (до 1 л/ч) могут быть зафиксированы при контроле видеокамерами в инфракрасном свете; чувствительность этого метода тем выше, чем больше разница температур теплоносителя и воздуха в герметичных помещениях. Недостатки этого метода в том, что требуется постоянное наблюдение оператора. Методы контроля течей по влажности и радиоактивности обладают достаточно высокой чувствительностью (примерно 10...100 л/ч для условий реакторов типа ВВЭР-440), однако имеют существенный недостаток, заключающийся в том, что они не указывают место появления течи.

Места появления течи позволяют определить методы контроля, основанные на контроле шумов, например системы СКТТ. Отмечено, что недостатком этого метода является то, что он обладает малой чувствительностью (для условий реакторов ВВЭР-440 от 300 л/ч и выше или 80 г/с). Проведенные нами эксперименты показали, что путем специальных исследований можно определить число акустических датчиков и по выбору расстояния между ними достичь чувствительности до 45 г/с и ниже.

Анализ зависимости величины минимальной чувствительности с числом и расположением датчиков показывает, что в каждом конкретном случае эту проблему следует тщательно исследовать и выдать конкретные предложения по структуре системы контроля течи по акустическим шумам, что является вполне реальным в случае проектирования и применения конкретной системы течи. В ПО СКТТ, действующей на энергоблоке №2 ААЭС, с этой целью введено дополнение, реализующее данное предложение.

Известны условия достаточности чувствительности систем контроля течи в виде

$$Q_{\text{чувств}} \leq Q_{\text{комн}} / 10, \quad Q_{\text{чувств}} \leq Q(\text{Скр} / 2), \\ Q_{\text{чувств}} \leq Q(\text{Скр} - \Delta C_N), \quad Q_{\text{чувств}} \leq Q(\text{Скр}) / 10,$$

где $Q_{\text{комн}}$ – минимальный расход теплоносителя из первого контура, который может быть компенсирован аварийными жидкостными насосами; $Q(\text{Скр}/2)$ – течь, соответствующая трещине в два раза меньше критической; $Q(\text{Скр} - \Delta C_N)$ – течь, соответствующая трещине критического размера, уменьшенного на ΔC_N , равной подросту трещины $(\text{Скр} - \Delta C_N)$ до критического размера в течение одного года эксплуатации; $Q(\text{Скр})$ – течь через трещину критического размера.

В условия достаточности чувствительности входит ряд параметров, которые устанавливаются после реализации другой задачи – оптимизации структуры измерительной аппаратуры. Иначе говоря, в данном случае имеем две взаимосвязанные задачи: первая – установление значения минимально допустимой чувствительности, вторая – оптимизация программно-технического комплекса системы путем реализации иерархического алгоритма локализации течи [3].

Как видно из приведенных условий, для определения предела чувствительности контроля утечки необходимо иметь параметры, входящие в них, причем эта процедура может быть реализована по результатам решения задачи определения оптимальной конфигурации расчетных массивов. Таким образом, необходимо решить две взаимосвязанные задачи по итерационной процедуре:

- определение оптимальной структуры и конфигурации массивов по алгоритмам;

- определение минимальной чувствительности системы, реализующей приведенные условия достаточности чувствительности. Эта процедура может быть реализована итерационно.

Изложенная схема численно не реализована и не испытана вообще, поэтому нет конкретных заключений для утверждений о надежности и точности вычислительной схемы. Отметим, что проблема сначала решается автономно, затем осуществляется синтез двух сложных процессов по практической реализации концепции «Течь перед разрушением».

4. Определение расхода протечки (интенсивность истечения через сквозную трещину). В концепции течь перед разрывом, как важному параметру при авариях, особое внимание уделяется определению объема компенсации теплоносителя.

Динамика жидкости описывается нестационарным уравнением сохранения энергии Бернулли, которое для линии тока, соединяющей открытый конец трубопровода с выходным сечением трещины, имеет вид

$$\Delta P = P - P_{aT} = P_c + P_a = \frac{1}{2}(1 + \xi)\rho V^2 + \rho \int_r \frac{\partial u_s}{\partial t} dr, \quad (1)$$

где P_c – перепад давления, обусловленный конвективными ускорениями и диссипацией энергии на поверхности трещины; P_a – перепад давления, обусловленный локальными ускорениями; ξ – коэффициент гидравлического сопротивления; ρ – плотность жидкости, $т/м^3$; v – скорость течения в струе; u_s – тангенциальная составляющая скорости течения воды в трубопровод; t – время. Если считать $P_a \ll P_c$, то поле течения ведет себя как квазистационарное [4,5].

Решая приведенное уравнение (1) относительно V , находим

$$V = \frac{1}{\sqrt{1 + \xi}} \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho}},$$

где ξ определяется выражением

$$\xi = \xi_m + \xi_{тр}, \quad (2)$$

ξ_m – коэффициент местного сопротивления входа жидкости в трещину; $\xi_{тр}$ – коэффициент сопротивления трению, обусловленный вязкими свойствами жидкости. Коэффициент сопротивления для круглых отверстий (цилиндрических и конечных) можно заменить на круглое отверстие с эквивалентным диаметром D_r [4]. Как известно, форма трещины близка к эллипсу, в силу этого D_r можно вычислить по формуле

$$A = \pi C V_{max},$$

где V_{max} – половина максимального раскрытия, которое наблюдается в центре трещины. Коэффициент местного сопротивления имеет следующие значения: $\xi_m = 0,5$ ($h < 0,2 D_r$) – отверстие в тонкой стенке; $\xi_m = 1,0$; $\xi_m = 3...4$ для конически расходящихся отверстий в тонкой стенке.

Для оценки коэффициента сопротивления трению $\xi_{тр}$ необходимо иметь число Рейнольдса [5]

$$Re = \frac{D_r}{\nu} \sqrt{\frac{2\Delta P}{\rho}}, \quad (3)$$

где ν - кинетический коэффициент вязкости для холодной воды, $\nu = 1,01 \cdot 10^{-6}$ м/с.

Отметим, что при $Re > 10$ (3) влияние вязкости воды можно не учитывать и полагать $\xi_{тр} = 0$. Если учесть влияние шероховатости поверхности трещины на коэффициент сопротивления трению $\xi_{тр}$ и принять во внимание суть модели, где струя рассматривается как течение сквозь ряд узких щелей, расположенных вдоль линии трещины, и для нее справедлива формула Дарси - Вейсбаха, то для $\xi_{тр}$ на поверхности трубы в результате будем иметь

$$\xi_{тр} = \mu h_0/D_0, \quad (4)$$

где $D_0 = f(\delta)$ - эквивалентный диаметр трубы; $\mu = \sqrt{2 \lg D_0 / (\Delta + 1,14)}$ - поправочный коэффициент; Δ - шероховатость, как правило, песочная, $\delta \rightarrow 0$, $\mu \rightarrow \infty$. Чтобы обойти трудности, связанные с предельным переходом, предлагается использовать выражение

$$\mu = \frac{\Delta}{z D_c},$$

где Z - некоторый коэффициент, характеризующий силу трения на поверхности трещины; при $\Delta > \delta/5$ следует принять $Z = 1$.

Для определения поправочного коэффициента (предложена другая формула, учитывающая Δ как песочную шероховатость [5]:

$$\mu = 0,11 \left(\frac{\Delta}{D_c} + \frac{68}{Re} \right)^{0,25}. \quad (5)$$

Сравнения результатов для коэффициентов (дали следующие значения: $\mu_1 = 0,056$ (определено из первого уравнения для μ); $\mu_2 = 0,1$ (определено из второго уравнения) и $\mu_3 = 0,062$ (соответственно из третьего уравнения). Характеристика трения на поверхности трещины значительно отличается от песочной шероховатости, поэтому рекомендуется пользоваться формулой μ_2 , полагая в ней $Z=1$, понимая под шероховатостью некоторую эквивалентную шероховатость поверхности трещины, которая определяется экспериментально. При анализе кинетики течи следует учитывать коэффициент сжатия $\varepsilon = A_{сж}/A$.

Изложенный алгоритм нами не испытан и не включен в ПО системы контроля течи, хотя он позволил бы построить более эффективный путь определения расхода протечки, что важно при применении концепции «Течь перед разрушением». Для расчета объемного расхода предложена формула

$$Q = \varepsilon \sqrt{\frac{2(P - P_{ат})}{\rho}} \int_0^c \frac{4V^2(x)dx}{\sqrt{(1 + \xi_M)V^2(x) + \Delta_{экв}h}}. \quad (6)$$

Эта формула использована для расчета объемного расхода, в которой выбор ξ_M и $\Delta_{экв}$ предлагается определить экспериментально.

Для оценки минимальной величины протечки в СКТТ по показаниям двух соседних датчиков предложена эмпирическая формула

$$G = L10 \frac{u_1 + u_2 + aX_{эф}}{40}, \quad (7)$$

где L – коэффициент пропорциональности; u_1, u_2 – уровни фоновых шумов и показаний фоновых шумов на соседних датчиках; a – коэффициент ослабления сигналов; $X_{эф}$ – эффективная длина петли.

Из (7) видно, насколько важны точность локализации места протечки и тем самым определение расхода протечки, откуда следует, что от точности локализации утечки в значительной степени зависит и расход протечки. Следовательно, в проблеме локализации утечки особое внимание должно быть уделено ее надежности и экспериментальному подтверждению результатов расчета. На основе этих результатов в ПО СКТТ включен разработанный в институте «Арматом» новый программный комплекс локализации протечки, близкий по форме зависимости значений сигналов от величины протечки [6]. Однако надо отметить, что в дальнейшем следует вопрос этой зависимости проверить экспериментально.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Петросян В.Г., Шахвердян С.В., Асатрян В.Г.** Опыт эксплуатации системы контроля течи теплоносителя (СКТТ) на энергоблоке №2 Армянской АЭС // Теплоэнергетика.-2001.- №12. -С.22-25.
2. **Маркосян Г.Р., Петросян В.Г., Шахвердян С.В., Асланян М.А.** Совершенствование диагностической системы «Alus» для определения места течи теплоносителя из первого контура ВВЭР-440// Теплоэнергетика.-2000.- №5. -С.15-20.
3. **Петросян В.Г., Маркосян Г.Р., Шахвердян С.В.** Иерархический алгоритм локализации протечки из первого контура ВВЭР-440 // Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН. –2001. – Т.54, №1.-С.47-51.
4. **Справочник по гидравлике / В.А. Большаков и др.** – Киев: Высшая школа, 1984.- 343 с.
5. **Кескинен К.** Динамическая устойчивость труб под воздействием реактивных сил, возникающих при истечении жидкости из сквозной окружной трещины // Теоретические основы инженерных расчетов. 1988. №2. – 72 с.
6. **Петросян В.Г.** Комплекс алгоритмов интегральной системы мониторинга и диагностики АЭС с ВВЭР-440// Изв. НАН РА и ГИУА. Сер.ТН.-2004.- Т.57, №1.- С.94-99.

НИИ «Арматом». Материал поступил в редакцию 10.12.2004.

Վ.Գ. ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ

ՋԵՐՄԱՏԱՐԻ ԱՐՏԱՀՈՍՔԻ ՎԵՐԱՀԱՐՈՒՄԻ ՀԱՄԱԿԱՐԳԸ ԵՎ ՎԵՐՋԻՆԻՍ

ՈՒՐՏԱՀՈՍՔ ՔԱՅՔԱՅՈՒՄԻՑ ԱՌԱՋ ՕԳՏԱԳՈՐԾՄԱՆ ՀՆԱՐԱՎՈՐՈՒԹՅՈՒՆԸ ՀԱՅԵՑԱԿԱՐԳՈՒՄ

Առաջարկվում է Հայկական ԱԷԿ-ի երկրորդ էներգաբլոկի ջերմատարի արտահոսքի վերահսկման արագորոշիչ համակարգի առաջին կոնսուրից արտահոսքի ծախսի որոշման ալգորիթմը համալրել լրացուցիչ ուղղող գործակիցներով:

V. G. PETROSYAN

COOLANT LEAKAGE MONITORING SYSTEM AND POSSIBILITIES TO USE IT FOR LBB CONCEPT

A complement to introducing correlation factors to the algorithm of primary coolant leakage flow rate definition is proposed for coolant leakage monitoring system in Armenian NPP unit N 2.

Դ.Թ. ԱՐՇԱԿՅԱՆ, Ռ.Գ. ՍՈԼՈՅԱՆ

ՋԵՐՄԱՄԱՏԱԿԱՐԱՐՄԱՆ ԱՂԲՅՈՒՐՆԵՐԻ ՎԵՐԱԿԵՆԴԱՆԱՑՄԱՆ ԽՆԴԻՐՆԵՐԸ

Դիտարկված է ջերմամատակարարման աղբյուրների վերակենդանացման հնարավորությունը: Հաշվարկված են ջերմամատակարարման աղբյուրների վերակառուցման տեխնիկատնտեսական ցուցանիշները, կատարվել է ֆինանսական արդյունավետության վերլուծություն՝ էլեկտրաէներգիայի և ջերմային էներգիայի տարբեր սակագների դեպքում:

Առանցքային բառեր. ջերմամատակարարում, շրջանային կաթսայատուն, գազատուրբինային տեղակայանք, ջերմային ցանց, էլեկտրաէներգիա, ջերմային էներգիա:

ԽՄՀՄ-ում ջերմամատակարարումը հիմնականում իրականացվում էր կենտրոնացված կարգով, որին հատուկ էին հսկայածավալ ջերմացանցերի առկայությունն ու զգալի ջերմային կորուստները: ԽՄՀՄ-ի փլուզումից հետո կենտրոնացված ջերմամատակարարման արդյունավետությունը զգալի նվազեց, քանի որ բավականին պակասեց արդյունաբերական ջերմասպառման մասը, խիստ բարձրացան էներգատարների արժեքները, ինչի հետևանքով այդպիսի խոշոր կայաններում արտադրված ջերմային էներգիան դարձավ բարձրինքնարժեք: Դրանով էր պայմանավորված մի շարք ձեռնարկությունների ինքնավար էներգաաղբյուրների կառուցման մտադրությունը: Խոսքը վերաբերում է ոչ միայն ջերմային էներգիայի արտադրությանը, այլև էլեկտրականի, որի արտադրությունն ու բաշխումը նույնպես բավականին թանկ է սպառող ձեռնարկության համար՝ համեմատած սեփական էներգաաղբյուրի հետ:

Կաթսայատների վերակառուցումը հնարավոր է իրականացնել տարբեր տիպի շարժիչների տեղակայմամբ, ինչպիսիք են հակաճնշումային շոգետուրբինները, գազատուրբինները, ներքին այրման շարժիչները: Շոգեկաթսաներով կահավորված կաթսայատների ռեդուկցիոն տեղակայանքներում անօգուտ դրոսելանում է մինչև 0,12 ՄՊա պոտենցիալ: Այնպես որ, 50 տ/ժ ծախսով և 1,4 ՄՊա-ից մինչև 0,12 ՄՊա հագեցած շոգու ընդարձակումն իրականացնելիս հակաճնշումային տուրբինում կարելի է հասնել մինչև 4 ՄՎտ էլեկտրական հզորության ստացման: Այսինքն՝ 0,4...0,6 ՄՊա ճնշմամբ տեխնոլոգիական շոգու պահանջարկ ունեցող սպառիչների առկայության դեպքում կաթսայատան վերակառուցումը նպատակահարմար է իրականացնել՝ օգտագործելով հակաճնշումային շոգետուրբիններ:

Էլեկտրական և ջերմային էներգիաների համակցված արտադրության ներդրմամբ ոչ միայն հնարավոր է հոգալ կաթսայատան էլեկտրաէներգիայի սեփական կարիքները, այլև դրա զգալի քանակը հաղորդել արտաքին էլեկտրական ցանց: Իրավիճակի առանձնահատկությունն այն է, որ կաթսայատան վերակառուցված հիմնական նպատակը շարունակում է մնալ ջերմային էներգիայի արտադրությունը, իսկ էլեկտրական էներգիան ջերմային էներգիայից ստացված ցանկալի կողմնակի արտադրանք է, որի ծավալները կախված են փոփոխական ջերմային բեռնվածությունից: Էլեկտրաէներգիայի արտադրությունը ոչ միայն բարձրացնում է կաթսայատան տեխնիկատնտեսական ցուցանիշները, այլև եկամուտների ստացման լրացուցիչ աղբյուր է:

Կենցաղային կաթսայատանը կարող են տեղադրվել հակաճնշումային շոգետուրբինային տեղակայանքները (ՇSS), գազատուրբինային տեղակայանքները (ԳSS) և ներքին այրման շարժիչները (ՆԱՇ): Շոգետուրբինները կարող են կիրառվել կաթսայատներում ցածր ճնշման (1,0...1,4 ՄՊա) ցանցային տաքացուցիչներով աշխատող շոգեկաթսաների առկայության պայմաններում:

Գազատուրբինների օգտագործումը հնարավոր է երկու տարբերակով.

ա) գազատուրբինից այրման արգասիքները տրվում են շոգեկաթսա կամ ջրատաքացնող կաթսայի այրման խուց,

բ) այրման արգասիքների ջերմության կիրառումն օգտահանումով գազաջրային ցանցային տաքացուցիչում կամ օգտահանիչ կաթսայում:

Գազատուրբինային տեղակայանքը տեղակայվում է գոյություն ունեցող կաթսայատան հրապարակի վրա՝ ծխնելույզի մոտ: Այրման արգասիքները գազային տուրբինից հետո, որոնք պարունակում են մինչև 17% թթվածին, տրվում են կաթսայի հնոց, որտեղ օգտագործվում են որպես վառելիքի օքսիդիչ: Այդ ժամանակ էլեկտրական հզորությունը պահպանվում է տրված մակարդակի վրա՝ անկախ ջերմային հզորությունից, իսկ ջերմային հզորությունը կարգավորվում է կաթսայի այրման խցում 20-100% լրացուցիչ վառելիքի այրման հաշվին: Ի տարբերություն գազատուրբինային տեղակայանքի, ներքին այրման շարժիչի թերմոդինամիկական ցիկլի ընթացքում, գազի այրման ժամանակ ջերմության հաղորդումը և հեռացումն իրականացվում են հաստատուն ծավալի պայմաններում: Կաթսայատների վերակառուցման անհրաժեշտության դեպքում հնարավոր է ինչպես ջերմային շարժիչների համատեղ շահագործումը կաթսայատան հետ, այնպես էլ կաթսայատան առանձին շահագործումը կախված տվյալ տեղակայանքի տեխնիկա-տնտեսական ցուցանիշներից, տարբեր տեսակի էներգիաների պահանջարկից:

Համապատասխան տարբերակի ընտրության և հիմնավորման համար անհրաժեշտ է կատարել տեխնիկատնտեսական հաշվարկներ՝ ընտրված տարբերակի առավելությունը ցույց տալու համար: Մեր կողմից կատարված հաշվարկներում կաթսայատների վերակառուցման համար որպես շարժիչներ դիտարկված են տարբեր հզորության գազատուրբինային, ներքին այրման և հակաճնշումային տուրբինով շոգետուրբինային շարժիչները, ընդ որում նրանցից յուրաքանչյուրի համար դիտարկված են իրականացման մի քանի տարբերակներ: Նշենք նաև, որ կաթսայատների վերակառուցման տեխնիկատնտեսական ցուցանիշները որոշելիս տեսակարար կապիտալ ներդրումները կարող են իջեցվել 20-25%-ով՝ կաթսայատան մասնաշենքի և սարքավորումների մի մասի աշխատունակ լինելու պատճառով: Որպես ջերմային սպառիչ դիտարկված է բնակելի շրջան՝ ջերմամատակարարման փակ համակարգով: Փոքր ՋԷՑ-երի հիմնական վառելիքը բնական գազն է, իսկ ռեզերվայինը՝ դիզելայինը [1]:

Ջերմաֆիկացիայի արդյունավետության բարձրացումը կարելի է իրականացնել ջրատաքացնող կաթսայատներում գազատուրբինային տեղակայանքների տեղադրմամբ: Գազատուրբինային տեղակայանքների տեղադրումը բարձրացնում է կաթսայատների ջերմային շահավետությունը՝ իջեցնելով վնասակար նյութերի արտանետման չափերը մթնոլորտ: Գազատուրբինային տեղակայանքների հզորությունների որոշման ժամանակ անհրաժեշտ է հաշվի առնել սպառիչների էլեկտրաէներգիայի պահանջարկը, սեփական կարիքների ծածկման համար անհրաժեշտ էներգիայի քանակը:

Կատարված հաշվարկների արդյունքներից կարելի է եզրակացնել, որ կաթսայատների վերակառուցումը ջերմային շարժիչների տեղադրմամբ տնտեսապես արդյունավետ է: Մինչև 20 ՄՎտ ջերմային հզորությամբ կաթսայատների վերակառուցման

Ժամանակ նպատակահարմար է տեղադրել ՆԱՇ և հակաճնշումային ՇՏՏ: Ընդ որում՝ կաթսայատանը, որտեղ տեղադրված են ջրատաքացնող կաթսաներ, անհրաժեշտ է տեղադրել ՆԱՇ, իսկ շոգեկաթսաների առկայության դեպքում՝ ՇՏՏ: 20 *ՄՎտ* և ավելի ջերմային հզորության դեպքում, այսինքն միջին և խոշոր հզորության կաթսայատներում, որտեղ տեղադրված են ջրատաքացնող կաթսաներ, նպատակահարմար է տեղադրել 2,5 միավոր և ավելի ջերմային հզորությամբ ԳՏՏ: Անհրաժեշտ է հաշվի առնել, որ ագրեգատների խոշորացումը բերում է տեսակարար կապիտալ ներդրումների իջեցմանը և տնտեսական ցուցանիշների բարելավմանը:

Ելնելով կատարված հետազոտությունների արդյունքներից՝ աշխատանքում փորձ է արված գնահատել Հայաստանի ջերմամատակարարման խոշոր աղբյուրների զագատուրբինային տարբերակով վերակառուցման հնարավորությունները: Որպես օրինակ դիտարկված է Երևան քաղաքի ջերմամատակարարման սխեմայով նախատեսված ու իրականացված ջերմամատակարարման խոշոր աղբյուրների՝ 8 շրջանային կաթսայատների վերակառուցման հնարավորությունը (աղյ. 1):

Հանրապետության տարածքում գտնվող ջերմամատակարարման համակարգերում ջերմության արտադրությունը, առաքումը և բաշխումը բնակելի ու հասարակական շենքերի ջեռուցման, տաք ջրամատակարարման և արդյունաբերության տեխնոլոգիական կարիքների համար բնութագրվում է ցածր արդյունավետությամբ: Ցածր հուսալիությունից, տնտեսավետությունից և տեխնիկական անկատարելությունից բացի, ջերմային ցանցերը հաճախակի վթարների են ենթարկվում արտաքին կորոզիայի պատճառով, որն առաջանում է վատ հիդրավիկական պաշտպանվածության հետևանքով [2,3]: Միևնույն ժամանակ, ջերմային ցանցերի 70-80%-ը կառուցվում են գերխոնավ գրունտում, ինչը բերում է մեկուսացուցիչ հանքային բամբակի խոնավացմանը և, հետևաբար, կորոզիայի պատճառ է: Այս հանգամանքներն առաջացնում են առավել կատարելագործված ջերմային ցանցեր կառուցելու անհրաժեշտություն: Ջերմային էներգիայի տեղափոխման հուսալի և տնտեսական լուծում կարող է ապահովել ջերմահիդրոմեկուսացված խողովակների կիրառումը [4]: Ստորգետնյա ջերմահիդրոմեկուսացված խողովակները համալիր համակարգ են, որը բաղկացած է պողպատյա խողովակից, ջերմային պենոպոլիուրետանային մեկուսացումից և արտաքին հիդրոպաշտպանիչ պոլիէթիլենային թաղանթից, որոնք միմյանց միացված են աղգեզիայով և ջերմատարի խողովակը շրջապատող գրունտի հետ կազմում են մեկ միասնական մեխանիկական կոնստրուկցիա: Ջերմահիդրոմեկուսացված խողովակների կիրառությունը, համեմատած գոյություն ունեցող կոնստրուկցիաների հետ, ունի հետևյալ առավելությունները.

- ջերմամեկուսիչ հատկությունների հետևանքով ջերմային կորուստների խիստ նվազում;
- ջերմահաղորդականության ցածր գործակից (այն չի գերազանցում 0,035 *Վտ/մ²*);
- շահագործման ժամկետը (25...30 տարի՝ 140 *°C* ջերմաստիճանի դեպքում);
- շահագործման ծախսերի նվազում 2-3 անգամ:

Ջերմային կորուստների նվազմանը նպաստող գործոնները ջերմահիդրոմեկուսացված խողովակների համար հետևյալն են.

- պենոպոլիուրետանի փոքր ջերմահաղորդականություն;
- պենոպոլիուրետանի, պողպատե խողովակի և արտաքին պաշտպանիչ շերտի խիտ միացում;
- ջերմամեկուսացման համակարգի հերմետիկություն:

Երևան քաղաքի շրջանային կաթսայատների ջերմային ցանցերի մայրուղային խողովակների երկարությունը 66,497 կմ է, իսկ բաշխիչ խողովակների երկարությունը՝ 189,689 կմ: Ջերմային ցանցերի միջին տրամագիծը 400 մմ է:

“Capmat” ֆիրմայի արտադրության 400 մմ տրամագծով, 1 կմ երկարությամբ պատրաստի ջերմահիդրոմեկուսացված խողովակի արժեքը՝ հաշվի առնելով կապիտալ ներդրումները, շահագործման ծախսերը, ռենտկացիոն հատկացումները, ավելացված արժեքի հարկը և պատրաստի արտադրանքի ներմուծման մաքսային հարկը, կազմում է 521,6 պ.մ/կմ [5]:

Հաշվարկներում ջերմահիդրոմեկուսացված խողովակների շահագործման ժամկետն ընդունված է 30 տարի: Ջերմատարի կորուստները ջերմահիդրոմեկուսացված խողովակներում բացակայում են:

Մեր կողմից կատարված են շրջանային կաթսայատների վերակառուցման հիմնական տեխնիկատնտեսական ցուցանիշների հաշվարկներ՝ էլեկտրական և ջերմային էներգիաների տարբեր սակագների համար: Դիտարկված տարբերակներում էլեկտրաէներգիայի վաճառքի սակագինն ընդունվել է 0,04, 0,05 պ.մ./կՎտ.ժ, իսկ ջերմային էներգիայի սակագինը՝ 30, 35 պ.մ./Գկալ: Նախատեսված շրջանային կաթսայատների վերակառուցումը կարող է բերել 308 ՄՎտ գումարային էլեկտրական և 1465 ՄՎտ ջերմային հզորության, 1848 մլն. կՎտ.ժ էլեկտրաէներգիայի և 3,86 մլն. Գկալ ջերմային էներգիայի արտադրանքի (տարեկան):

Դիտարկվել են շրջանային կաթսայատների վերակառուցման տնտեսական հիմնավորման մեթոդները, որոնք օգտագործվում են շուկայական տնտեսություն ունեցող երկրներում, ինչպես նաև շրջանային կաթսայատների վերակառուցման ֆինանսական արդյունավետության վերլուծությունը [6-8]:

Շրջանային կաթսայատների շինարարության ժամկետը ենթադրվում է 3 տարի, կաթսայատների շահագործման հաշվարկային ժամկետը՝ 30 տարի: Հաշվարկները կատարվում են էսկալացիոն դոլլարներով:

Սակագնի էսկալացիան էլեկտրաէներգիայի և ջերմային էներգիայի շահագործման ծախսերի և կապիտալ ներդրումների համար ընդունված է արժենվազման տոկոսին հավասար (արժենվազման միջին մակարդակը հաշվարկային ժամանակամիջոցում ընդունվել է տարեկան 3%-ի չափով):

Ընդունված է, որ շրջանային կաթսայատների վերակառուցման ֆինանսավորումը կատարվում է առաջին երկու տարում փոխառնված կապիտալի հաշվին, իսկ երրորդ տարում՝ փոխառնված և սեփական կապիտալների հաշվին:

Որպես շրջանային կաթսայատների շինարարության ու շահագործման արդյունավետությունը բնութագրող չափանիշներ կարող են հանդես գալ՝

- շահույթի ներքին նորման (Internal Rate of Return - IRR),
- մաքուր ընթացիկ արժեքը (Net Present Value - NPV),
- շահութաբերության ինդեքսը (Profitability Index - PI),
- կապիտալի ետգնման ժամկետը (Payback Period - PB):

Համեմատության դրույքը հիմնական հաշվարկային տարբերակում ընդունված է 10%: Ներդրումների ֆինանսական արդյունավետության հաշվարկների դեպքում հիմնական հարկերը հաշվի են առնված ՀՀ գործող օրենսդրությանը համապատասխան (հարկադրման շահույթից շահութահարկ՝ 20%, մնացորդային արժեքից գույքահարկ՝ 0,6%, արժեքի ավելացված հարկ (ԱԱՀ) շինմոնտաժային աշխատանքների և սարքավորումների արժեքի մեջ՝ 20%): Հաշվարկներում ընդունված է, որ փոխառնված հիմնական գումարի մարումը և տոկոսների վճարումը կատարվում է տարվա վերջին՝ ստացված շահույթից՝ սկսած շահագործման առաջին տարուց: Վարկի մարման ժամկետները հաշվարկվում են նախագծի իրացվելիությունն ապահովող

պայմաններից էլնելով, այսինքն, դրամական մուտքերի և վճարումների ոչ բացասական սալոյի ապահովմամբ:

Աղյ. 2-ում բերված են շահույթի ներքին նորմայի (IRR) մաքուր ընթացիկ արժեքի (NPV) և շահութաբերության ինդեքսի (PI) մեծությունները էլեկտրաէներգիայի և ջերմային էներգիայի տարբեր սակագների դեպքում:

Աղյուսակ 1

Երևան քաղաքի ջերմամատակարարման համակարգի վերակառուցման իրականացման հնարավոր տարբերակը

Էներգատվյալ	Տեղադրված կաթանները		Տեղակայված հզորությունը մինչև վերակառուցումը, ՄՎտ	Վերակառուցման համար նախատեսվող շարժիչ	Վերակառուցումից հետո		Էլեկտրաէներգիայի ինքնարժեքը, պ.մ./կՎտ.ժ	Ջերմային էներգիայի ինքնարժեքը, պ.մ./Գկալ
	սխև	քանակ			Էլեկտրաէներգիայի տարեկան արտադրանքը, մլն. կՎտ.ժ	Ջերմային էներգիայի տարեկան արտադրանքը, մլն. Գկալ		
ՇՋԿ №1	ԻՏԲՄ-30	3	104,7	3xԳՏ-8	144	0,27	0,021	20,88
ՇՋԿ №2	ԻՏԲՄ-50	3	174,4	3xԳՏ-12	216	0,45	0,021	20,75
ՇՋԿ №3	ԿԲԴՄ-50	4	232,6	4xԳՏ-12	288	0,64	0,021	20,32
ՇՋԿ №4	ԿԲԴՄ-30	4	139,5	4xԳՏ-8	192	0,36	0,021	20,52
ՇՋԿ №5	ԿԲԴՄ-50	3	174,4	3xԳՏ-12	216	0,49	0,021	20,75
ՇՋԿ №7	ԿԲԴՄ-50	4	232,6	4xԳՏ-12	288	0,60	0,021	20,32
ՇՋԿ №8	ԻՏԲՄ-50	4	232,6	4xԳՏ-12	288	0,60	0,021	20,32
ՇՋԿ №11	ԻՏԲՄ-50	3	174,4	3xԳՏ-12	216	0,45	0,021	20,75

Շրջանային կաթսայատների վերակառուցման ներդրումների ֆինանսական արդյունավետության հաշվարկների արդյունքները

Ցուցանիշներ		Սակագին	0,04 պ.մ./կՎտ.ժ, 30 պ.մ./Գկալ	0,05 պ.մ./կՎտ.ժ, 35 պ.մ./Գկալ
IRR, %			15	30
NPV, հազ.պ.մ.	8%		164378,22	505038,98
	10%		102641,33	387899,99
	12%		56386,57	300136,67
PI	8%		0,764	2,350
	10%		0,477	1,800
	12%		0,262	1,390
PB, տարի (առանց դիսկոնտի)			15	8

Ֆինանսական վերլուծությունը ցույց է տալիս, որ ցանկացած իրական հնարավոր սկզբնական տվյալների փոփոխությունների դեպքում շրջանային կաթսայատների վերակառուցման ֆինանսական արդյունավետության ցուցանիշներն

ավելի քան բավարար են, նախագիծն իրական է ֆինանսական տեսանկյունից և ընդունելի՝ ներդնողի համար: Էլեկտրական և ջերմային էներգիաների սակագների աճմանը զուգընթաց բարձրանում է կաթսայատների վերականգնման առաջարկվող տարբերակների արդյունավետությունը՝ դրանք դարձնելով ներդնողների համար առավել գրավիչ:

ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ՑԱՆԿ

1. **Սողոյան Ռ.Գ.** Կաթսայատներում ջերմային շարժիչների տեղադրումը ջերմային և էլեկտրական էներգիաների համակցված արտադրության համար //ՀՊՀՀ Տարեկան գիտաժողով: Նյութերի Ժողովածու. - Երևան, 2004.- հատոր 1. - էջ 218-220:
2. **Ионин А.А.** Надежность систем тепловых сетей. - М.: Стройиздат, 1989. - 268 с.
3. **Внуков А.К.** Тепловые сети Минска. Проблемы эксплуатации //Новости теплоснабжения. - 2001. - №8. - С.17-18.
4. Справочник по проектированию, изготовлению и эксплуатации предварительно изолированных теплопроводов ABB Zamech Ltd District Heating. - Варшава AR POL, 1994. - 236с.
5. **Яковлев Б.В.** Повышение эффективности систем теплофикации и теплоснабжения. - Мн.: Адукацыя і выхаванне, 2002. - 448с.
6. Эффективность капитальных вложений: Сборник утвержденных методик. - М.: Экономика, 1983.
7. Инструкция по определению экономической эффективности капитальных вложений в развитие энергетического хозяйства. - М.: Энергия, 1973.
8. Оценка инвестиционных проектов. / **Ф.Д.Стернал.** - Колорадо, США, 1994.

ՀՊՀՀ. Նյութը ներկայացվել է խմբագրության 08.05.2005:

Դ.Տ. ԱՐՏԱԿՅԱՆ, Ր.Գ. ՍՈԼՅԱՆ

ПРОБЛЕМЫ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ИСТОЧНИКОВ ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ

Рассмотрены возможности восстановления источников теплоснабжения. Рассчитаны технико-экономические показатели реконструкции источников теплоснабжения. Произведен анализ финансовой эффективности при различных тарифах электрической и тепловой энергий.

D. TH. ARSHAKYAN, R. G. SOLOYAN

THERMAL SUPPLY SOURCE RECONSTRUCTION PROBLEMS

The possibility of thermal supply source reconstruction is discussed. Technical-economical activities of thermal supply source reconstruction are calculated. The financial analysis of effectiveness for different tariffs of thermal and electric energies is made.

Н.Н. ПЕТРОСЯН

ЭЛЕКТРОМАГНИТНАЯ СОВМЕСТИМОСТЬ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНЫХ СВАРОЧНЫХ ТРЕХФАЗНЫХ УСТАНОВОК С ПИТАЮЩЕЙ СЕТЬЮ

Изучена электромагнитная совместимость электроприемников при питании мощных сварочных электромагнитных установок. Рассматриваются средства улучшения технико-экономических показателей этих установок за счет использования статического тиристорного преобразователя трехфазного напряжения в регулируемое однофазное.

Ключевые слова: электромагнитные помехи, электроконтактная сварка, оплавление, осадка, преобразователь, источник питания, ток, напряжение.

Под электромагнитной совместимостью (ЭМС) электроприемников понимается их свойство функционировать без ухудшения качественных показателей при совместном их питании от промышленной сети. Схема питания электроприемников должна строиться таким образом, чтобы совместно питаемые электроприемники не оказывали неблагоприятного воздействия друг на друга.

Как показано в ряде работ, в частности в [1], электросварочные установки оказывают влияние на все показатели качества электрической энергии по напряжению, т.е. их можно рассматривать как источники электромагнитных помех (ЭМП), которые оказывают влияние на сам технологический процесс и на системы управления электроприемников, что приводит к изменению рабочих характеристик электроприемников или к отказам в работе.

По своему характеру ЭМП, создаваемые электросварочными установками, делятся на два вида: детерминированные и случайные. Основными видами помех являются отклонения, колебания и провалы напряжения, переходные процессы при включении сварочных машин, а также несинусоидальность и несимметрия напряжения.

Настоящая статья посвящена оценке ущерба ЭМП при питании электроконтактных сварочных установок непосредственно от сети и через тиристорно-конденсаторный преобразователь с дозированной передачей энергии.

На рис.1 показаны упрощенная силовая схема и система управления преобразователем. Принцип работы рассматриваемого преобразователя в основном аналогичен работе преобразователя, приведенного в [2], поэтому здесь подробно не рассматривается. Следует отметить, что здесь трехфазный выпрямитель полууправляемый, и катодная вентильная группа (ВГ) состоит из двух управляемых вентильных групп ВГ1 и ВГ2. Такое построение силовой

схемы выгодно отличается от схемы преобразователя [2], так как уменьшается число последовательно соединенных вентилей в цепи контура тока нагрузки.

Для вывода накопленной энергии индуктивностей фаз сети (L_s) в демпферный конденсатор $C1$ здесь используются дополнительно две цепочки $VD4, VS1$ и $VD5, VS2$, причем импульсы управления $VS1$ подаются одновременно с импульсами управления $BГ1, VS4$, а на $VS2$ - с $BГ2, VS3$. В итоге накопленная в L_s энергия выводится на $C1$ и при отпирании тиристорного импульсного регулятора передается на нагрузку, что значительно повышает коммутационную устойчивость схемы [3]. На тиристорах $VS5...VS8$ собран параллельный инвертор, на выходе которого через трансформатор подключена нагрузка (свариваемые детали).

С помощью датчиков тока (ДТ) и датчиков напряжения (ДН) снимаются необходимые сигналы для организации работы системы управления (СУ) и преобразователя. СУ состоит в основном из трех блоков: блока управления импульсного регулятора (БУР), работающего в режиме частотно-импульсного регулирования; блока управления инвертора (БУИ), работающего в диапазоне частот от 50 до 80 Гц в зависимости от режима нагрузки; блок защиты (БЗ).

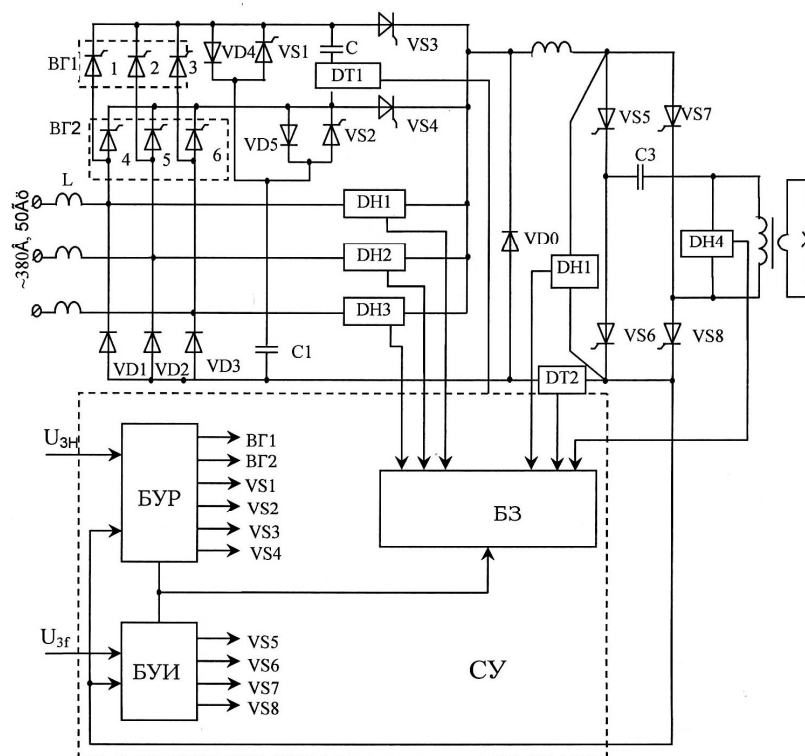


Рис.1

Такое построение силовой схемы и СУ позволяет получить на выходе кривую напряжения, близкую к прямоугольной, что позволяет улучшить устойчивость процесса оплавления и поднять его тепловую эффективность [3], а также равномерно загрузить все три фазы питающей сети, тем самым исключая появление составляющей нулевой и обратной последовательностей. В результате значительно повышается коэффициент мощности сварочной установки в целом.

На рис.2 показана экспериментальная схема измерений, проводившихся в процессе сварки, при питании сварочного трансформатора непосредственно от сети и от преобразователя. Многомодульный преобразователь мощностью до 250 кВА выполнен по схеме рис.1.

При питании сварочного трансформатора непосредственно от сети переключатель S1 находится в положении "1;2", а переключатель S2 отключен, причем при питании через преобразователь (П) S1 находится в положении "1'; 2' ", S2 - включен.

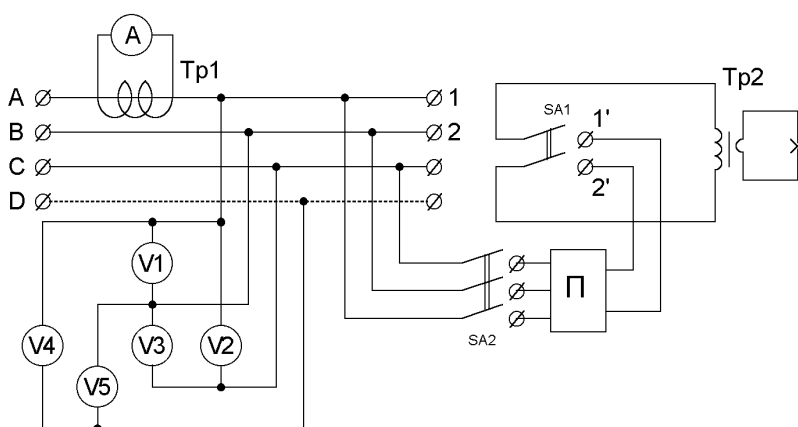


Рис.2

Измерение фазных напряжений производится вольтметрами V4 и V5, измерение линейных напряжений - вольтметрами V1, V2 и V3. В качестве вольтметров при измерении отклонения напряжения использовался самопишущий прибор Н390, а при регистрации быстродействующих изменений напряжения - шлейфовый осциллограф типа Н117.

На рис.3а представлены осциллограммы линейных и фазных напряжений, а также тока первичной обмотки сварочного трансформатора при питании его непосредственно от сети, а на рис.3б - осциллограммы при питании через преобразователь в процессе оплавления.

Как видно из представленных осциллограмм, при питании электроконтактной сварочной установки непосредственно от сети значительно влияние на питающую сеть, т.е. ухудшаются показатели качества электроэнергии.

Качество электроэнергии оценивалось по трем показателям: отклонению напряжения от номинального значения; коэффициенту обратной последовательности напряжения; размаху колебания напряжения.

Нормы на показатели качества электроэнергии (ПКЭ) установлены ГОСТ-13109-67 [4].

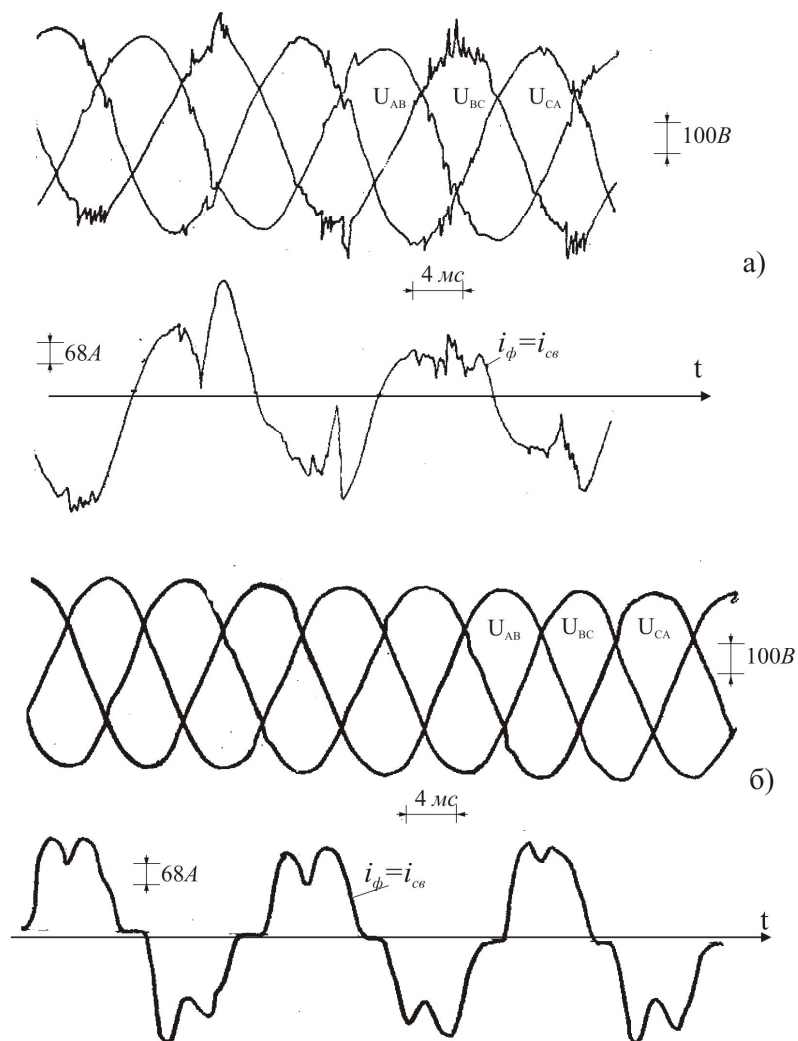


Рис.3

При снижении показателей качества электроэнергии по вине потребителя применяются надбавки к тарифу, которые для каждого показателя качества определяются по общей формуле [5]

$$H = 5 \frac{\Pi_{\phi} - \Pi_{\text{д}}}{\Pi_{\text{н}}} d, \quad (1)$$

где Π_{ϕ} - фактическое значение ПКЭ; $\Pi_{\text{д}}$ - значение ПКЭ, установленное в договоре на пользование электроэнергией; $\Pi_{\text{н}}$ - нормированное значение ПКЭ; d - отношение количества электроэнергии, потребленной при отклонении от договорных условий, к общему потреблению электроэнергии за расчетный период.

Суммарная надбавка к тарифу определяется как сумма надбавок, исчисленных по каждому показателю качества электроэнергии.

Отклонение напряжения в процессе сварки определяется по формуле

$$V_1 = \frac{U_{\text{ср}} - U_{\text{ном}}}{U_{\text{ном}}} 100\%, \quad (2)$$

где

$$U_{\text{ср}} = \frac{U_{\text{AB}} + U_{\text{BC}} + U_{\text{CA}}}{3}, \quad U_{\text{ном}} = 380 \text{ В}.$$

Коэффициент обратной последовательности определяется по формуле

$$\varepsilon_2 = \frac{U_{\text{max}} - U_{\text{min}}}{U_{\text{ном}}} 100\%, \quad (3)$$

где U_{max} , U_{min} - наибольшее и наименьшее значения из трех линейных напряжений, измеренных в рассматриваемый момент времени.

Размах колебаний напряжения определяется по формуле

$$\delta V = \frac{0,4}{\delta V_{\text{ст}}} \frac{\sqrt{\sum_{i=1}^k N_i (\delta V_i)^2}}{N_{\Sigma}}, \quad (4)$$

где k - число групп колебаний с различными размахами; N_i - число колебаний одинакового размаха (δV_i); N_{Σ} - суммарное число колебаний различного размаха за время T ; $\delta V_{\text{ст}}$ - допустимый размах, определяемый по ГОСТ.

По результатам проведенных измерений (рис.2, 3) и на основе формул (1)-(4) были рассчитаны суммарные надбавки к тарифу при питании сварочной электроконтактной установки непосредственно от сети и через преобразователь.

В первом случае суммарная надбавка к тарифу H_{Σ}^c получается $H_{\Sigma}^c = 198,3\%$, во втором случае $H_{\Sigma}^n = 8,21\%$. Стоимость 1 кВт.ч электроэнергии при питании установки от сети и через преобразователь, соответственно, определяется в виде $C_c = C_0 (1 + H_{\Sigma}^c / 100)$, $C_n = C_0 (1 + H_{\Sigma}^n / 100)$, где C_0 - стоимость 1 кВт.ч электроэнергии, установленной ГОСТ. Подставляя значения H_{Σ}^c и H_{Σ}^n , получим $C_c / C_n \approx 2,75$. Таким образом, при питании сварочной установки

непосредственно от сети суммарная надбавка к тарифу получается намного больше, чем при питании через преобразователь, т.е. экономическая эффективность применения трехфазного преобразователя более чем очевидна.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Вагин. Г.Я.** Режимы электросварочных машин. - М.: Энергоатомиздат, 1985. -192 с.
2. **Петросян Н.Н.** Сетевой преобразователь для мощных источников электросвароч-ных установок // Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН. - 2001. -Т. 54, ¹1. - С. 81-86.
3. **Булатов О.Г. и др.** Тиристорно - конденсаторные источники питания для электротехнологии. - М.: Энергоатомиздат, 1989. - 200 с.
4. **Железко Ю.С.** Компенсация реактивной мощности и повышение качества электроэнергии. - М.: Энергоатомиздат, 1985. - 224 с.
5. Методические указания по контролю и анализу качества электроэнергии в электрических сетях общего назначения МУЗ4-70-033-82. СПО "Союзтехэнерго", 1983. - 105 с.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 15.03.2003.

Ն.Ն. ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ

ԷԼԵԿՏՐԱԿՈՆՍԱԿՏԱՅԻՆ ԵՌԱԿՑՄԱՆ ԵՌԱՖԱԶ ՏԵՂԱԿԱՑԱՆՔՆԵՐԻ ԷԼԵԿՏՐԱՄԱԳՆԻՄԱԿԱՆ ՀԱՄԱՏԵՂԵԼԻՈՒԹՅՈՒՆԸ ՄԼՈՂ ՑԱՆՑԻ ՀԵՏ

Դիտարկվում են էլեկտրամագնիսական համատեղելիության հարցեր՝ կապված բարձր հզորության էլեկտրակոնստակտային եռակցման տեղակայանքների, փոփոխական էլեկտրական ցանցից սնման հետ: Ուսումնասիրվում են նաև այն միջոցները, որոնք հնարավորություն են տալիս փոքրացնել այդ տեղակայանքների ազդեցությունը էլեկտրական ցանցի վրա, մասնավորապես, եռաֆազ փոփոխական լարումը միաֆազ փոփոխական կարգավորվող լարման ստատիկ տիրիատորային կերպափոխի կիրառմամբ:

N.N. PETROSYAN

ELECTROMAGNETIC COMPATIBILITY OF ELECTROCONTACT THREE-PHASE INSTALLATION WELDING

Electromagnetic compatibility of electroreceivers for feeding powerful welding electromagnetic installation is studied. Means of improving technical and economic parameters of these installations due to their feed, static thyristic converters of the three-phase voltage into adjustable single-phase are considered.

Г.А. МАРТОЯН, Г.Г. КАРАМЯН, А.Р. БАРСЕГЯН

ВЛИЯНИЕ АТОМАРНОГО ВОДОРОДА НА КРИТИЧЕСКИЕ УСЛОВИЯ РАЗВЕТВЛЕННЫХ ЦЕПНЫХ РЕАКЦИЙ В ПАРАХ ВОДЫ

Рассматриваются вопросы определения наличия критических явлений в системе $95\%H_2O+5\%O_2$ при различных значениях давления, температуры и плотности атомарного водорода. Решение задачи дает возможность создать предпосылки определения более эффективных условий получения тепловой энергии, водорода и водородного пероксида из воды.

Ключевые слова: вода, атомарный водород, экология, математический анализ, энергоноситель, управление, электрическая энергия.

Вода всегда считалась основным источником получения водорода и кислорода. Последние, с точки зрения экологии, являются важными энергоносителями и используются для получения как тепловой, так и электрической энергии.

Однако для получения водорода и кислорода из воды, а также их хранения и применения существующие способы практически неэффективны. Учитывая, что вода сама по себе является своеобразным накопителем водорода-кислорода, важно выяснить возможности непосредственного использования воды для получения тепла и электричества. С этой точки зрения представляет интерес рассмотрение вопроса существования критических явлений в воде и в системах, состоящих из ее составных элементов.

В настоящей работе ставится цель определить наличие критических явлений в системе $95\%H_2O+5\%O_2$ при различных давлениях, температурах и начальных концентрациях атомарного водорода. Решение этой задачи позволит создать предпосылки для выявления наиболее выгодных условий получения из воды тепловой энергии, водорода или перекиси водорода.

Ценностный подход при анализе критических явлений в разветвленных цепных реакциях. Отличительной чертой критических явлений в разветвленных цепных реакциях является то, что при незначительных изменениях параметров реакционной системы происходит качественный переход из медленного режима протекания реакции в интенсивный – автоускоренный.

Вычислительная процедура определения и исследования пределов самовоспламенения разветвленных цепных реакций начинается с того, что, согласно реакционному механизму, записываются кинетические уравнения цепной реакции [1]:

$$\frac{dc_i}{dt} = f_i(c, k), \quad i = 1, 2, \dots, m \quad (1)$$

Или

$$\frac{dc_i}{dt} = f_i^+ - f_i^- + S_i, \quad i=1,2,\dots,m, \quad (2)$$

где c_i - концентрация i -го компонента реакции; S_i - внешний источник i -го компонента реакции; f_i^+, f_i^- - скорости образования и расходования i -го компонента соответственно; m - число компонентов реакционной системы.

Запишем выражение для суммарной концентрации компонентов реакции:

$$N = \sum_{i=1}^m c_i.$$

Из (2) имеем

$$\frac{dN}{dt} = \sum_{i=1}^m (f_i^+ - f_i^-) + S, \quad (3)$$

где $S = \sum_{i=1}^m S_i$.

Важным шагом при нахождении критических условий является определение критерия, характеризующего условия реакционной системы путем выбора целевого функционала, который бы адекватно характеризовал критическое состояние реакционной системы.

В [1,2] в качестве критерия критического состояния реакционной системы предложено ее экстремальное поведение. Преимущества такого описания критического состояния очевидны и позволяют использовать для исследования математические средства нахождения экстремальных условий реакции. Как известно, такие математические подходы хорошо разработаны. В данном случае нами использовано вариационное исчисление, а именно, метод максимума Понтрягина с ценностным выявлением роли компонентов и стадий в критических условиях реакций. Таким образом, одновременно решаются два существенных вопроса:

- численное определение критических условий реакции;
- выявление «химической структуры» (роли стадий и компонентов) критического состояния реакционной системы.

Формализуем критическое состояние изотермической реакционной системы, исходя из его определения - критическое состояние реакционной системы относительно изменения кинетических параметров экстремально, $\delta N(t) = 0$, что эквивалентно условию

$$I(t) = \int_0^t \frac{dN}{dt} dt \rightarrow \text{extremum}. \quad (4)$$

В случае, когда расход и образование молекулярных частиц незначительны, в функционале (4) можно ограничиться использованием величины суммарной концентрации носителей цепи ($N_{\text{нц}}$). При этом целевую функцию можно представить в виде

$$I(t) = \int_0^t \frac{dN_{\text{нц}}}{dt} dt \rightarrow \text{extremum.} \quad (5)$$

Как отмечено в [1-4], в вариационном исчислении условиям (3) и (5) соответствует нулевое наивысшее значение соответствующего гамильтониана:

$$H = \psi_0 f_0 + \sum_{i=1}^n \psi_i f_i = 0, \quad (6)$$

где $f_0 = \frac{dN}{dt}$ или $\frac{dN_{\text{нц}}}{dt}$, $\psi_0 = 1$ или -1 в случае решения задачи в смысле, соответственно, максимума или минимума; ψ_i - сопряженная функция концентрации C_i ,

$$\frac{d\psi_i}{dt} = -\frac{dH}{dc_i}, \quad i = 1, 2, \dots, m. \quad (7)$$

Условие (6) при учете (2) и (7) преобразуется в уравнение, описывающее предел самовоспламенения, т.е. критическое состояние реакционной системы.

Рассмотрим возможность возникновения критических явлений в парах воды под влиянием атомов водорода. С этой целью воспользуемся упрощенной схемой разветвленной цепной реакции водорода с кислородом в газовой фазе, являющейся традиционным объектом исследования [5, 6], состоящей из 35 элементарных химических стадий.

Составим соответствующие кинетические уравнения (1):

$$\frac{dc_i}{dt} = f_i(c, k), \quad i = 1, 2, \dots, m.$$

Здесь величины C_i , где $i = 1, 2, \dots, 8$, соответствуют концентрациям компонентов реакции $H, O, HO, HO_2, O_2, H_2, H_2O, H_2O_2$; k_j - константы скорости отдельных стадий.

Условие экстремальности записывается как

$$I(t) = \int_0^t \frac{dN_{\text{нц}}}{dt} dt \rightarrow \min. \quad (8)$$

Соответствующий гамильтониан имеет следующий вид:

$$H = \psi_0 \frac{dN_{\text{нц}}}{dt} + \sum_{i=1}^8 \psi_i f_i = \sum_{j=1}^{35} G_j r_j, \quad \psi_0 = 1.$$

Согласно (6), критическому переходу соответствует условие

$$\sum_{j=1}^{35} G_j r_j = \sum_{j=1}^{35} h_j = 0, \quad (9)$$

где r_j - скорости j -й стадии элементарных реакций; G_j - ценности j -й стадии ($m + n \rightarrow k + 1$) в критическом состоянии реакции, определяемые как [5]

$$G_j = \psi_m + \psi_n - \psi_k - \psi_l. \quad (10)$$

Численно решая систему, включающую кинетические уравнения (1) и уравнения для сопряженных функций (7), и соблюдая условие экстремальности (8), можно определить исходную концентрацию атомарного водорода, соответствующую условию (9), т.е. критическому условию реакционной смеси. Далее, используя вычисленные значения сопряженных функций по (7), определяются ценности отдельных стадий, соответствующие критическому состоянию реакции.

Необходимые для интегрирования уравнений (7) начальные значения $\psi_i(t_0)$ следующие:

$$\psi_1(0)=1, \quad \psi_2(0)=\psi_3(0)=\psi_4(0)=\psi_5(0)=\psi_6(0)=\psi_7(0)=0.$$

При интегрировании (1) принимается следующее процентное соотношение концентраций исходных реагентов: $c_7 = [\text{H}_2\text{O}] = 95\%$, $c_5 = [\text{O}_2] = 5\%$.

Полученные значения исходной концентрации атомарного водорода, соответствующие пределу самовоспламенения, приведены на рис. 1, 2.

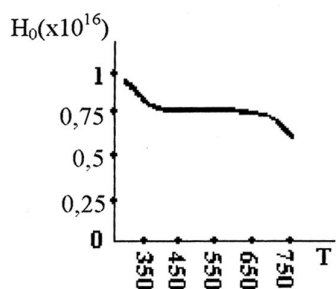


Рис. 1. Предел самовоспламенения системы $0,95\%\text{H}_2\text{O}+5\%\text{O}_2$ в зависимости от температуры и концентрации атомарного водорода при $P=500$ тор.

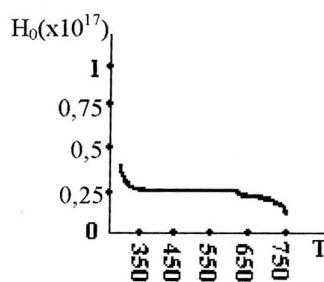


Рис. 2. Предел самовоспламенения системы $0,95\%\text{H}_2\text{O}+5\%\text{O}_2$ в зависимости от температуры и концентрации атомарного водорода при $P=760$ тор.

Следует отметить, что определение пределов самовоспламенения методом гамильтоновской систематизации динамических систем апробировано также на примере кинетической модели реакции водорода с кислородом, включающей 53 стадии [4]. Получено хорошее согласие с расчетными данными [7], где в качестве критерия предела самовоспламенения выбрано экстремальное поведение чувствительности максимальной концентрации атомов водорода к исходным условиям реакции. Таким образом, предложенный ценностный метод позволяет определить численные значения пределов самовоспламенения и критических параметров вне зависимости от сложности реакционного механизма разветвленной цепной реакции.

Верхние части кривых, представленных на рис. 1, 2, соответствуют областям, где происходят разветвленные цепные реакции, причем с ростом давления необходимое процентное содержание атомарного водорода уменьшается. Анализируя вклады скоростей различных стадий, становится возможным "химически" интерпретировать критическое состояние реакционной

системы и прийти к выводу, что условия критичности (9) в основном определяют следующие стадии (см. табл.).

Таблица

Кинетическая модель реакции водорода с кислородом

N	Стадии	Константы скорости			
		$K_0,$ <i>см³/ част.с</i>	n	E, <i>кДж/моль</i>	Q, <i>кДж/моль</i>
1	$\text{OH} + \text{O} \rightarrow \text{H} + \text{O}_2$	5,00E-11	0	5	-71
2	$\text{H} + \text{O}_2 + \text{M} \rightarrow \text{M} + \text{H O}_2$	5,00E-33	0	0	-196
3	$\text{OH} + \text{OH} \rightarrow \text{H}_2\text{O} + \text{O}$	2,40E-11	0	0	-71
4	$\text{OH} + \text{H} + \text{M} \rightarrow \text{H}_2\text{O} + \text{M}$	1,00E-31	0	0	-492
5	$\text{H} + \text{H O}_2 \rightarrow \text{OH} + \text{OH}$	1,00E-11	0	0	-154
6	$\text{H}_2\text{O}_2 + \text{OH} \rightarrow \text{HO}_2 + \text{H}_2\text{O}$	1,30E-11	0	6.7	-129
7	$\text{HO}_2 + \text{HO}_2 \rightarrow \text{H}_2\text{O}_2 + \text{O}_2$	4,00E-11	0	6.3	-167

Константа скорости элементарной реакции определяется по формуле Аррениуса: $K=K_0 \cdot T^n \cdot \exp(-E/R \cdot T)$. Значения параметров предэкспоненты K_0 , показателя степени (эмпирического параметра) n , энергии активации E и теплоты реакции Q приведены в таблице.

Выводы

- Критические условия в системе с большой точностью определяются стадиями, приведенными в таблице.
- Для получения дополнительной тепловой энергии путем введения атомов водорода в систему эффективным является выбор параметров в области цепного разветвления, в которой становится возможным воспроизводство этих атомов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Мартоян Г.А., Гаспарян А.Г., Арутюнян Г.А. Хим. физика.-1986.- №2.-С. 258-263.
2. Тавадян Л.А., Мартоян Г.А. Хим. журн. Армении.-1995.-Т. 48.- С. 3-14.
3. Martoyan G.A., Tavadyan L.A. Lecture notes in computer science, Springer-Verlag.-2003.- V. 2658.-P. 600-609.
4. Martoyan G.A., Tavadyan L.A. Lecture notes in computer science, Springer-Verlag.-2004.- V. 3044.-P. 309-406.
5. Басевич В.Я. и др. ФГВ.-1980.- №2.-126 с.
6. Басевич В.Я. и др. Химическая физика.-1982.- №6.-С. 842-847.
7. Налбандян А.Б., Воеводский В.В. Механизм окисления и горения водорода.-М.: Изд-во АН СССР, 1949.- 460 с.

ЗАО “Арев”. Материал поступил в редакцию 11.03.2005.

Գ.Ա. ՄԱՐՏՈՅԱՆ, Գ.Գ. ԲԱՐԱՄՅԱՆ, Ա.Ռ. ԲԱՐՍԵԴՅԱՆ

**ԱՏՈՄԱԿԱՆ ՋՐԱԾՆԻ ԱԶԴԵՑՈՒԹՅՈՒՆԸ
ՋՐԱՅԻՆ ԳՈԼՈՐՇԻՆԵՐՈՒՄ ՃՅՈՒՂԱՎՈՐՎԱԾ ՇՂԹԱՅԱԿԱՆ
ՌԵԱԿՑԻԱՆԵՐԻ ԿՐԻՏԻԿԱԿԱՆ ՊԱՅՄԱՆՆԵՐԻ ՎՐԱ**

Աշխատանքի նպատակն է՝ որոշել կիրիտիկական երևույթների առկայությունը $95\%H_2O+5\%O_2$ համակարգում՝ ճնշման, ջերմաստիճանի և ատոմական ջրածնի խտության տարբեր արժեքների դեպքում: Խնդրի լուծումը հնարավորություն է ընձեռում ստեղծել ջրից ջերմային էներգիայի, ջրածնի կամ ջրածնային պերօքսիդի ստացման առավել արդյունավետ պայմանների բացահայտման նախադրյալներ:

G.A. MARTOYAN, G.G. KARAMYAN, A.R. BARSEGHYAN

**THE INFLUENCE OF MONATOMIC HYDROGEN ON CRITICAL
CONDITIONS OF BRANCHING CHAIN REACTIONS IN WATER STEAM**

The existence of the critical phenomenon in the system $95\% H_2O + 5\%O_2$ with different pressures, temperatures and initial monatomic hydrogen concentrations is defined. The solution of this problem will allow to create prerequisites for the most profitable conditions to obtain energy, hydrogen and hydrogen peroxide from water.

Г.Л. АРЕШЯН, Л.О. КАРАХАНЯН

СИСТЕМА ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ ДВИЖЕНИЯ ТВЕРДЫХ ДИЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ЧАСТИЦ В ИЗОТРОПНОЙ ЖИДКОЙ СРЕДЕ

Составлена система дифференциальных уравнений движения твердых частиц диэлектрика в вязкой жидкости. Проведены расчеты скорости и изменения плотности частиц при осесимметричном электрическом поле и известных начальных условиях.

Ключевые слова: движение в вязкой среде, частицы твердого диэлектрика, перераспределение плотности частиц.

Исследование перераспределения напряженности электрического поля в межэлектродном пространстве цилиндрического конденсатора введением в основную (полимерную) изоляцию частиц наполнителя с высокой диэлектрической проницаемостью проведено в [1]. Полученные в [1] зависимости скорости перемещения частиц твердого диэлектрика от координаты справедливы при низкой концентрации наполнителя. Однако в реальных условиях перераспределения частиц пондеромоторная сила, действующая на них, является функцией не только от координаты, но и от плотности распределения окружающих частиц. Следовательно, для решения данной задачи необходимо совместное решение уравнения движения частицы в вязкой жидкости и уравнения неразрывности потока частиц, плотность которых изменяется в процессе их перемещения [2].

В настоящей статье рассматривается задача перераспределения плотности частиц наполнителя в электрическом поле цилиндрического конденсатора с учетом изменения их плотности (концентрации) в процессе перемещения к центральному электроду.

Уравнение движения частиц в вязкой жидкости имеет вид [1]

$$m \frac{dV}{dt} + 6\pi a \eta V = 4\pi a^3 \frac{\varepsilon_1(\varepsilon_2 - \varepsilon_1)}{\varepsilon_2 + 2\varepsilon_1} \frac{U^2}{r^3 \ln^2 \frac{R_2}{R_1}}, \quad (1)$$

где $m = \frac{4}{3} \pi a^3 D$ - масса сферической частицы; a - радиус частицы; D - плотность вещества частицы; η - динамическая вязкость жидкости; V - скорость; $\varepsilon_1, \varepsilon_2$ - диэлектрические проницаемости основного диэлектрика и наполнителя; U - напряжение на конденсаторе; R_1, R_2 - радиусы внутренней и внешней обкладки конденсатора.

С целью учета влияния поляризованных частиц на характер движения данной частицы в правой части уравнения движения единственной частицы (1)

проницаемость основного диэлектрика ε_1 необходимо заменить средней диэлектрической проницаемостью $\varepsilon_{\text{ср}}$ эквивалентной однородной среды [1]:

$$\varepsilon_{\text{ср}} = \varepsilon_1 + 3\varepsilon_1 p \frac{\varepsilon_2 - \varepsilon_1}{\varepsilon_2 + 2\varepsilon_1}, \quad (2)$$

где p - объемная доля (плотность) частиц наполнителя.

В результате уравнение движения принимает следующий вид:

$$\frac{dV}{dt} + c_1 V = c_2 \frac{f(p)}{r^3}, \quad (3)$$

где $f(p) = \frac{\varepsilon_1 \varepsilon_2 - \varepsilon_1^2 + (\varepsilon_2 - 2\varepsilon_1)c_3 p - c_3^2 p^2}{2\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + 2c_3 p}$ - функция плотности частиц;

$$a_1 = (\varepsilon_2 + 2\varepsilon_1)^{-1} (3\varepsilon_1 \varepsilon_2^2 - 9\varepsilon_1^2 \varepsilon_2 + 6\varepsilon_1^3), \quad a_2 = \varepsilon_2 + 2\varepsilon_1, \\ c_1 = \frac{6\pi a \eta}{m}, \quad c_2 = \frac{4\pi a^3}{m} \frac{U^2}{\left(\ln \frac{R_2}{R_1}\right)^2}, \quad c_3 = \varepsilon_1 \frac{3(\varepsilon_2 - \varepsilon_1)}{\varepsilon_2 + 2\varepsilon_1}.$$

Уравнение связи между скоростью частицы $V(t)$ и плотностью $p(t)$ получается из условия неразрывности потока частиц $p(x, y, z, t)$, которые движутся со скоростью $V(x, y, z, t)$ в неподвижной жидкой среде:

$$\frac{dp}{dt} = \vec{V} \text{grad} p + p \text{div} \vec{V}. \quad (4)$$

Для случая цилиндрического конденсатора, когда скорость и плотность являются функцией радиальной координаты r и времени, уравнение (4) принимает вид

$$\frac{dp}{dt} = \frac{V}{r} p + V \frac{\partial p}{\partial r} + p \frac{\partial V}{\partial r}. \quad (5)$$

Преобразуем второе слагаемое:

$$V \frac{\partial p}{\partial r} = V \frac{\partial p / \partial t}{\partial r / \partial t} = V \frac{\partial p / \partial t}{-V} = -\frac{dp}{dt}. \quad (6)$$

Таким образом, вместо уравнения (5) с учетом (6) получаем дифференциальное уравнение

$$\frac{dp}{dt} = \frac{1}{2} p \left(\frac{dV}{dr} + \frac{V}{r} \right). \quad (7)$$

С целью линеаризации уравнения (7) введем обозначение для плотности частиц наполнителя:

$$p = c + \alpha, \quad (8)$$

где c - постоянная (начальная) плотность до приложения напряжения на конденсатор. Следовательно,

$$\frac{dp}{dt} = \frac{d\alpha}{dt}. \quad (9)$$

Преобразуем

$$\frac{d\alpha}{dt} = \frac{d\alpha}{dr} \frac{dr}{dt} = -V \frac{\partial \alpha}{\partial r} \quad (10)$$

и с учетом (10) уравнение (7) перепишем в виде

$$-V \frac{\partial \alpha}{\partial r} = \frac{1}{2} p \left(\frac{\partial V}{\partial r} + \frac{V}{r} \right). \quad (11)$$

Таким образом, система дифференциальных уравнений, описывающих перемещение частиц наполнителя к центральному электроду конденсатора, принимает вид

$$\frac{\partial V}{\partial t} + c_1 V = c_2 \frac{f(p)}{r^3}, \quad (12)$$

$$-V \frac{\partial \alpha}{\partial r} = \frac{1}{2} p \left(\frac{\partial V}{\partial r} + \frac{V}{r} \right). \quad (13)$$

В первом приближении второе уравнение может быть линеаризовано, т. е. вместо $p = c + \alpha$ будем учитывать только начальную (равномерно распределенную в межэлектродном пространстве плотность p_0), и уравнение (13) перепишем в следующем виде:

$$\frac{\partial \alpha}{\partial r} = -\frac{1}{2} p_0 \left(\frac{1}{r} + \frac{\partial \ln V}{\partial r} \right). \quad (14)$$

После интегрирования имеем

$$\alpha = -\frac{1}{2} p_0 \ln r - \frac{1}{2} p_0 \ln V + c_1. \quad (15)$$

Постоянную интегрирования c_1 определим из граничного и начального условий: у поверхности внешнего электрода $r = R_2$ в момент $t = 0$ плотность равна p_0 , т. е. $\alpha = 0$, а скорость $V_0 = 5 \cdot 10^{-6}$ м/с. Эта величина V_0 принята на основании проведенных расчетов в работе [1] для $t = 0$ и при $P(0) = p_0$. Следовательно, уравнение (15) принимает вид

$$0 = \frac{1}{2} p_0 (\ln R_2 V_0) = \frac{1}{2} p_0 (\ln 15 \cdot 10^{-3} \cdot 5 \cdot 10^{-6}) = -8,2 p_0,$$

а функция плотности частиц наполнителя от координаты и скорости определится согласно (15):

$$\alpha = -\frac{1}{2} p_0 \ln r - \frac{1}{2} p_0 \ln V - 8,2 p_0. \quad (16)$$

Численные расчеты проведены для следующих значений геометрических и физических параметров: $U = 10$ кВ, $\epsilon_1 = 2,3\epsilon_0$, $\epsilon_2 = 120\epsilon_0$,

$\eta = 0,4 \text{ Па.с}$, $R_1 = 10^{-2} \text{ м}$, $R_2 = 1,5 \cdot 10^{-2} \text{ м}$. В результате совместного решения уравнений (12) и (15) получены зависимости скорости частиц наполнителя от координаты и времени при различных начальных координатах частиц (рис. 1, 2), а также изменение их плотности по координате r после перемещения периферийных частиц к центральному электроду конденсатора (рис. 3).

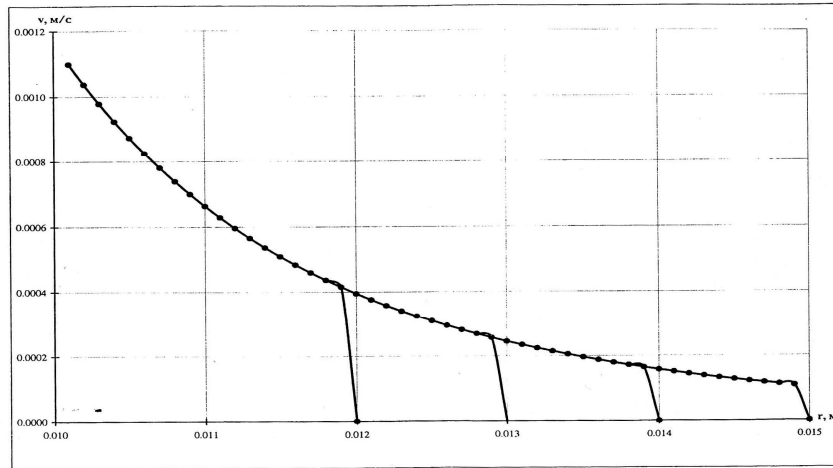


Рис. 1. Зависимость скорости частицы от координаты

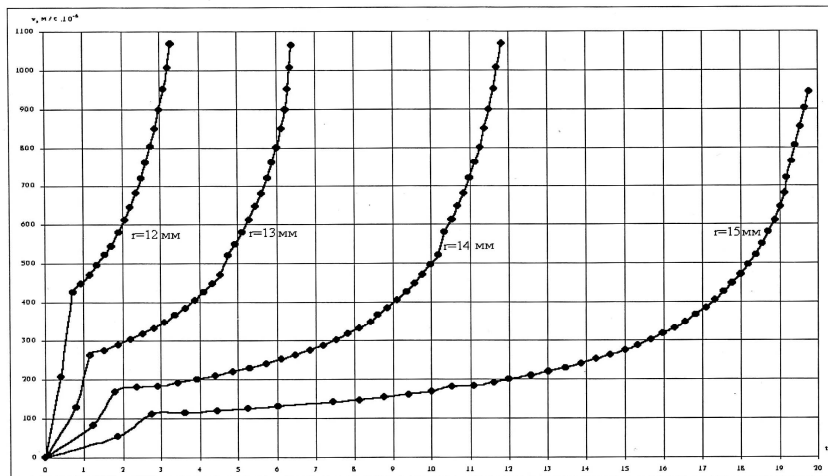


Рис. 2. Зависимость скорости частицы от времени

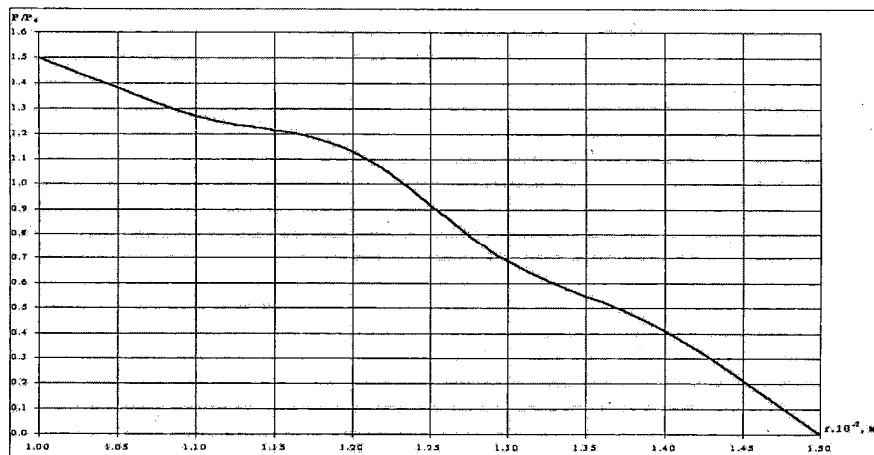


Рис. 3. Распределение плотности частиц по радиальной координате при $U=10 \text{ кВ}$, $R_1=10^{-2} \text{ м}$, $R_2=1.5 \cdot 10^{-2} \text{ м}$, $\eta=0,4 \text{ Па.с}$, $\epsilon_1=2.3\epsilon_0$, $\epsilon_2=120\epsilon_0$ через $t=3 \text{ с}$

Выводы

1. Составлена система дифференциальных уравнений движения твердых частиц диэлектрика в вязкой жидкости на основании рассмотрения протекающих физических процессов. Она допускает расчеты скорости и изменения плотности частиц, если заданы внешнее электрическое поле и начальные условия.
2. Система дифференциальных уравнений движения и перераспределения частиц является нелинейной, и для ее решения требуется линеаризация. Осуществлено ее решение методом Рунге – Кутты, без учета изменения диэлектрической проницаемости $\epsilon_{\text{ср}}$, на основе составленной программы.
3. Частицы, более удаленные от центрального электрода конденсатора, начинают свое движение с меньшим ускорением, чем близко расположенные.
4. Предлагаемое решение может найти практическое применение при замораживании частиц в определенный момент времени снятием приложенного к конденсатору напряжения с целью получения заданной неоднородной структуры диэлектрической среды, требуемой для осуществления конкретной задачи.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Караханян Л.О.** Метод выравнивания напряженности осесимметричного поля// Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН. - 2004. - Т.57, № 1. - С.115-120.
2. **Соу С.** Гидродинамика многофазных систем. - М.: Мир, 1971. – 536 с.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 2.07.2003.

Գ.Լ. ԱՐԵՇՅԱՆ, Լ.Հ. ԿԱՐԱԽԱՆՅԱՆ

**ԱՆԻՋՈՏՐՈՊ ՀԵՂՈՒԿ ՄԻՋԱՎԱՅՐՈՒՄ ԴԻԷԼԵԿՏՐԻԿԱԿԱՆ ՊԻՆԴ ՄԱՍՆԻԿՆԵՐԻ ՇԱՐԺՄԱՆ
ԴԻՖԵՐԵՆՑԻԱԼ ՀԱՎԱՍՏԱՐՈՒՄՆԵՐԻ ՀԱՄԱԿԱՐԳԸ՝ ՄԱՍՆԱՎՈՐ ԴԵՊՔԻ ԼՈՒԾՄԱՆ
ՕՐԻՆԱԿՈՎ**

Կազմված է մածուցիկ հեղուկում դիէլեկտրիկական պինդ մասնիկների շարժման դիֆերենցիալ հավասարումների համակարգ՝ տեղի ունեցող ֆիզիկական երևույթների հիման վրա: Կատարվել են մասնիկների շարժման արագության և խտության փոփոխության հաշվարկներ առանցքային համաչափությամբ էլեկտրական դաշտում՝ հայտնի սկզբնական պայմանների դեպքում:

G.A. ARESHIAN , L. H. KARAKHANYAN

**DIFFERENTIAL EQUATION SYSTEM OF HARD DIELECTRIC PARTICLE
MOVEMENT IN ISOTROPIC LIQUID MEDIUM**

A differential equation system of hard dielectric particles in viscous liquid based on consideration of flowing physical processes is made. Particle density speed and variation calculations in an axial symmetric electric field and known initial conditions are given.

Н.В. АЛИ, Э.В. КАЗАРЯН

ЭЛЕКТРОЛИТИЧЕСКИЙ ДАТЧИК ТЕМПЕРАТУРЫ ДЛЯ ИНФОРМАЦИОННО-ИЗМЕРИТЕЛЬНОЙ СИСТЕМЫ БИОГАЗОВОЙ УСТАНОВКИ

Разработан датчик температуры информационно-измерительной системы для измерения текущих значений температуры в биореакторе биогазовой установки и ее корректировки в соответствии с требуемым технологическим режимом брожения биомассы.

Ключевые слова: солнечно-биогазовая установка, реактор, датчик температуры.

Совместное использование комбинированных солнечно-биогазовых установок и методов аккумулирования тепловой энергии, как показал опыт многих стран [1-4], позволяет решить проблему электро- и теплоснабжения населения и способствовать решению экологических проблем.

Несмотря на то, что в этой области выполнено много исследований и разработок, однако еще имеется ряд нерешенных задач в области специальных датчиков аппаратного обеспечения и информационно-измерительных комплексов солнечно-биогазовых установок. Решение этих задач позволит реализовать оптимальный технологический процесс производства биогаза, снизить затраты на изготовление солнечно-биогазовых установок, а также затраты топлива для поддержания требуемого температурного режима солнечно-биогазовой установки, повысить ее технико-экономические показатели, надежность и безопасность эксплуатации.

Для обеспечения оптимального режима технологического процесса солнечно-биогазовой установки и условий ее безопасной эксплуатации необходимо обеспечить непрерывный контроль текущих параметров и их своевременную корректировку.

Основными параметрами солнечно-биогазовой установки, от которых зависят ее производительность, показатели надежности и безопасность эксплуатации, являются:

- оптимальный диапазон температуры биомассы в реакторе, при котором происходит брожение;
- направление, период и частота вращения механической мешалки для перемешивания биомассы;
- давление газа в биореакторе.

Из вышеперечисленных параметров одним из важнейших является температура биомассы в реакторе.

В данной работе приведены результаты разработки и исследований электролитического датчика температуры, который предназначен для использования в информационно-измерительной системе (ИИС) солнечно-биогазовой установки как для осуществления непрерывного контроля текущих значений

температуры биомассы в реакторе, так и для их корректировки в соответствии с требуемым технологическим режимом производства биогаза.

Основными требованиями, предъявляемыми к датчикам биогазовой установки, являются: отсутствие коммутационных узлов, малое потребление энергии (порядка не более 0,9 Вт), инертность материалов, используемых при изготовлении датчиков.

Измерение текущих значений температуры биомассы в объеме биореактора и последующее доведение их до требуемой средней температуры (T_{cp}) осуществляется при помощи разработанного авторами электролитического датчика температуры (ЭДТ) (рис.1).

В качестве информационного параметра датчика используется зависимость электропроводности раствора (водный раствор иодистого калия –KJ) от температуры.

ЭДТ представляет собой капиллярную трубку, заполненную раствором KJ и снабженную инертными электродами. Электроды датчика последовательно с сопротивлением R соединены с источником питания переменного тока. Значение падения напряжения на резисторе R прямо пропорционально значению измеряемой температуры.

Выбор такого датчика обусловлен малым потреблением энергии (менее 0,9 Вт), высокой чувствительностью к изменению температуры ($1\%/^{\circ}C$) и безопасностью при эксплуатации. При возможной разгерметизации и утечке раствора электролита из датчика состав биомассы не претерпевает качественных изменений, так как в нем содержатся компоненты калия и йода.

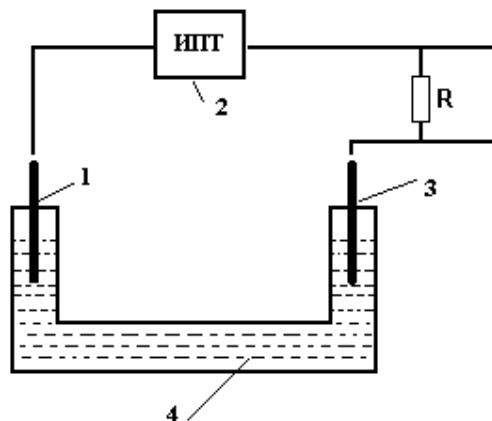


Рис.1. Принципиальная схема ЭДТ:

1,3 – инертные электроды; 2 - источник переменного тока (ИПТ); 4 – электролит

Зависимость выходного сигнала датчика (при считывании информации с использованием переменного тока $I_{сч}$) описывается выражением

$$U = Z_{ЭДТ} I_{сч} = \left[\frac{4\ell(1 + \alpha\Delta T)}{\pi\gamma d^2} + 2jx_{ДС} \right] I_{сч} , \quad (1)$$

где $Z_{\text{ЭДТ}} = R_{\text{ЭДТ}} + jx_d$ - входной импеданс ЭДТ при температуре T^0, C ; $I_{\text{сч}}$ - ток считывания; ℓ - длина столбика электролита, мм; α - температурный коэффициент электропроводности электролита, $1/^{\circ}C$; $\Delta = T - T_0$ - изменение температуры, $^{\circ}C$; χ - электропроводность электролита, Om^{-1}, cm^{-1} ; d - диаметр капилляра, мм; x_d - реактивное сопротивление, образованное емкостью двойного слоя, Om .

Выходным сигналом измерительной схемы является падение напряжения на резисторе R:

$$U_{\text{ЭДТ}} = \frac{U_{\text{сч}} R}{R + Z_{\text{ЭДТ}}}, \quad (2)$$

где $U_{\text{сч}}$ - напряжение цепи питания схемы; R - сопротивление нагрузки; $Z_{\text{ЭДТ}}$ - сопротивление столбика электролита.

По имеющимся результатам проведенных исследований для выбранного диаметра капилляра (0,4 мм) ЭДТ и расстояний между электродами (25...30 мм) влиянием реактивного сопротивления двойного слоя x_d можно пренебречь по сравнению с активным сопротивлением электролита $R_{\text{ЭДТ}}$. Аппроксимация температурной зависимости по принципу наименьшего квадратичного отклонения была проведена для полинома вида

$$\frac{Z_{\text{ЭДТ}}}{Z_{\text{ЭДТ}(30)}} = 1 - [\alpha_0 (T - 30) + \alpha_1 (T - 30)^2]. \quad (3)$$

Для используемого раствора $\alpha_0 = 1,26 \cdot 10^{-2} 1/^{\circ}C$, $\alpha_1 = 1,513 \cdot 10^{-4} 1/^{\circ}C$, $Z_{\text{ЭДТ}(30)}$ - значение сопротивления датчика при температуре $T = 30^{\circ}C$.

Зависимость изменения выходного сопротивления ЭДТ от температуры приведена на рис.2.

Для считывания информации ЭДТ использован источник переменного тока (ИПТ), благодаря чему предотвращается разложение электролита. Для исследования частотных характеристик ЭДТ испытания проводились в диапазоне от 1 до 55 МГц.

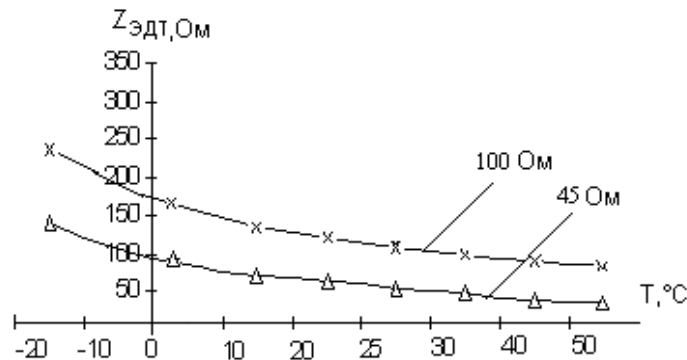
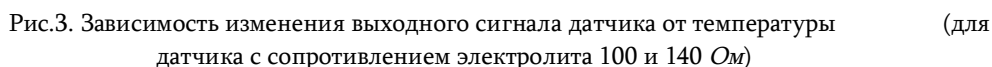


Рис.2. Зависимость изменения выходного сигнала ЭДТ от температуры

Зависимость изменения сопротивления датчика от температуры, полученная в результате экспериментальных исследований ЭДТ, приведена на рис.3.



12

3

2

4

1

5

12

11

6

7

P

8

PT
T^{°C}

9

η

10

УФПУ

1-биореактор, 2 - электромагнитный затвор отводной трубы биогаза, 3 –электродвигатель, 4 - датчик давления, 5 - датчики температуры (ЭДТ), 6 - датчик влажности, 7,8,9 - преобразователи сигналов (соответственно давления, температуры и влажности), 10 - устройство для формирования программы управления (УФПУ) технологическим режимом биогазовой установки, 11 - комбинированный нагреватель биомассы 12

В преобразователе сигналов 8 датчика температуры для последующего их использования применен компаратор. На один вход компаратора подан опорный сигнал $U_{оп}$, соответствующий требуемой по технологическому режиму средней температуре $T_{ср}$, а на другие входы - соответственно текущие сигналы с выходов ЭДТ 5.

При наличии разности между опорным сигналом $U_{оп}$ и сигналом $U(T)$ одного из термодатчиков 5, установленных в биореакторе 1, УФПУ подает команду на включение источника питания нагревателя биомассы и электродвигателя 3 механической мешалки. При достижении давления газа в биореакторе заданного значения срабатывает электромагнитный затвор 2 отводной трубы, и газ поступает в накопитель.

В установке использован комбинированный нагреватель 11. В летние месяцы используется солнечный коллектор, а в зимние - некоторая часть выработанного биогаза.

Благодаря непрерывному перемешиванию биомассы и одновременному ее нагреву через определенное время устанавливается необходимая средняя температура $T_{ср}$ биомассы. При равенстве сигналов всех датчиков опорному сигналу $U_{оп}$ УФПУ отключает питание электродвигателя двигателя 3 мешалки и нагреватель 11 биомассы.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Heinz Schulz**. Biogas-Praxis. Freiburg, 1998.- P.190.
2. **Heinz Lander** Solaranlagen. Freiburg, 1999.-P.230.
3. **Kazarian E, Ghazaryan M**. Actual use of energy and demand for energy ISREE 2000, Oslo, Norway. -P.8-9.
4. **Казарян Э.В., Судзиловский О.Ю., Али Н.В., Карамян Е.А.** Энергетические и экономические аспекты использования комбинированных солнечных установок горячего водо- и теплоснабжения // Информационные технологии и управление. Т.1-2. – Ереван: Энциклопедия Армения, 2003.- С.80-88.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 10.05.2004.

Ն.Վ ԱԼԻ, Է.Վ.ԴԱՋԱՐՅԱՆ

ԲԻՈԳԱԶԻ ԿԱՅԱՆՔԻ ԶԱՓԻՉ ԻՆՖՈՐՄԱՑԻՈՆ ՀԱՄԱԿԱՐԳԻ ԶԵՐՄԱՍՏԻՃԱՆԻ ԷԼԵԿՏՐԱԼԻՏԻԿ ՏՎԻՉ

Դիտարկվում է արևափողազային կայանքի չափիչ- ինժեռնացիոն համակարգ, որը նախատեսված է ջերմաստիճանի ստուգման և կարգավորման համար ըստ փողազի արտադրման պահանջվող տեխնոլոգիական ռեժիմի:

N.W. ALI, E.W.KAZARIAN ELECTRIC TEMPERATURE SENSOR FOR INFORMATION MEASURING SYSTEM OF BIOGAS PLANT

A temperature sensor of an information-measuring system for measuring the current temperature value in a bioreactor of a biogas plant and for correcting temperature in accordance with the required technological condition of biomass fermentation is developed.

Ա.Ա. ՂԱՍԲԱՐՅԱՆ

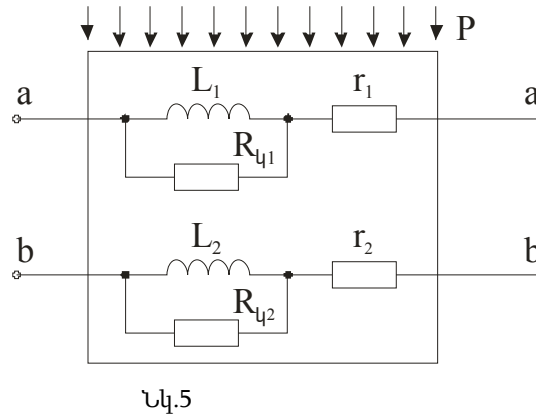
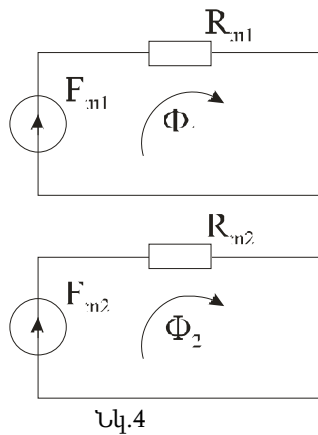
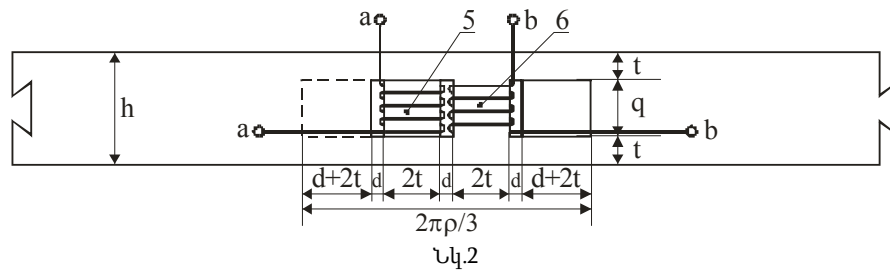
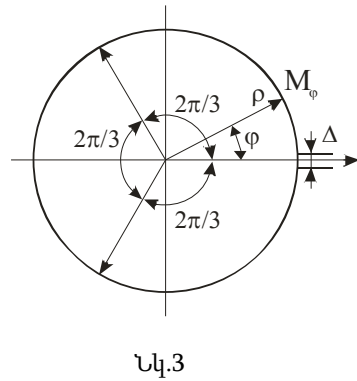
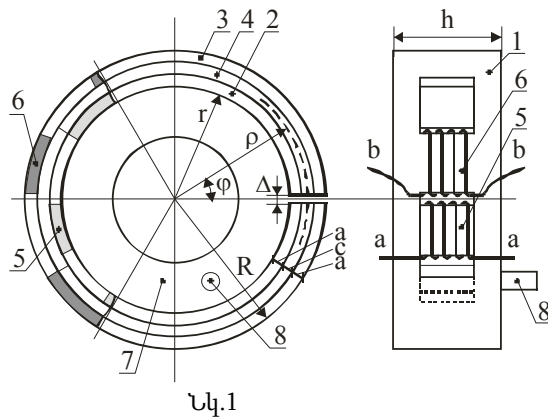
ԱՐՅԱՆ ԶԱՐԿԵՐԱԿԱՅԻՆ ՃՆՇՄԱՆ ՕՂԱԿԱԶԵՎ
ԴԻՖԵՐԵՆՑԻԱԼ ՄԱԳՆԻՍԱՃԿՈՒՆ ԿԵՐՊԱՓՈԽՈՒՄ

Մշակվել է արյան զարկերակային ճնշման մագնիսաձևային կերպափոխիչի ինքնատիպ կառուցվածք, կատարվել է էլեկտրամեխանիկական հաշվարկ, որի հիման վրա պատրաստվել է փորձնական նմուշ: Տեսական և փորձնական հետազոտությունները ցույց են տալիս, որ կերպափոխիչը հաջողությամբ կարող է կիրառվել մարդու մատների վրա զարկերակային ճնշումը չափելու համար:

Առանցքային բառեր. մագնիսաձևային, հագեցման մագնիսաստրիկցիա, սիստոլիկ, դիաստոլիկ, ճնշում, մեխանիկական լարվածություն:

Արյան զարկերակային ճնշման օղակաձև դիֆերենցիալ մագնիսաձևային կերպափոխիչի (ՃՕԴՄԿ) կառուցվածքը երկու պրոյեկցիաներով բերված է նկ.1-ում, իսկ փովածքը՝ նկ.2-ում: ՃՕԴՄԿ-ի 1 միջուկը կազմված է իրար հետ կոշտ ամրացված (զոդում), a հաստության մագնիսաձևային նյութից պատրաստված, 2 և 3 թիթեղներից և դրանց միջև c հաստության ոչ ֆերոմագնիսական նյութից պատրաստված 4 թիթեղից: Այն ունի ծնիչի ուղղությամբ զիգագաձև Δ լայնության բացակով, r ներքին, $R=(r+2a+c)$ արտաքին, $\rho=(R+r)/2=(r+a+c)/2$ չեզոք մակերևույթի շառավիղներով և h բարձրությամբ գլանի տեսք: 2 և 3 թիթեղների վրա t բարձրության եզրային պատերի միջև բացված են $2(d+t)$ լայնության և $q=(h-2t)$ բարձրության երկուական անցքեր, որոնց միջև $2t$ լայնության, q բարձրության և a հաստության 5 և 6 միջնորմների վրա փաթաթված են aa և bb $W_1=W_2=W$ գալարների թվով մագնիսացման փաթույթները: 4 ոչ ֆերոմագնիսական թիթեղի վրա բացված է q բարձրության և $(3d+4t)$ լայնության կենտրոնական անցք այնպես, որ 1 միջուկի դարսվածքում առաջացել են q բարձրության, d լայնության սիմետրիկ երեք անցքեր, որոնցով էլ 5 և 6 միջնորմների վրա փաթաթված են կերպափոխիչի փաթույթները: Գլանային օղակաձև միջուկի ներքին r շառավիղով մակերևույթին կպած տեղադրվում է էլաստիկ թաղանթից պատրաստված տորոիդալ 7 մանժետը, որը 8 ռետինե խողովակով միանում է օդամղիչ սարքին:

Նկ.3-ում բերված է ՃՕԴՄԿ-ի մեխանիկական համարժեք սխեման, որպես մանժետում ներքին ավելցուկային P ճնշման տակ ձկվող բաց գլանային կառուցվածք, որտեղ ρ - ն, φ - ն գլանի չեզոք մակերևույթի բևեռային կոորդինատներն են, M_φ - ն ձկնող մոմենտն է գլանի Δ լայնության բացակի կենտրոնով անցնող X առանցքի նկատմամբ φ անկյան տակ կտրվածքում: Նկ.4-ում բերված է ՃՕԴՄԿ-ի մագնիսա-կան շղթայի համարժեք սխեման, որտեղ $F_{m1}=i_1W_1$, $F_{m2}=i_2W_2$, aa և bb փաթույթների մագնիսաշարժ ուժերն են, երբ նրանցով հոսում են i_1 , i_2 մագնիսացման հոսանքներ, իսկ R_{m1} -ը, R_{m2} -ը այդ փաթույթները ընդգրկող մագնիսական շղթաների մագնիսական դիմադրություններն են: Նկ.5-ում բերված է ՃՕԴՄԿ-ի էլեկտրական համարժեք սխեման, որտեղ L_1 -ը, L_2 -ը փաթույթների ինդուկտիվություններն են, $r_1=r_2=r$ -ը՝ դրանց ակտիվ դիմադրություններն են, R_{q1} -ը, R_{q2} -ը ակտիվ կորուստները հաշվի առնող դիմադրություններն են:



ՃՕԴՄԿ-ն աշխատում է հետևյալ կերպ. ենթադրենք այն պատրաստված է իդեալական կատարյալ տեխնոլոգիայով՝ ճիշտ սիմետրիկ, միջուկի նյութը ավելցուկային P ճնշման բացակայության դեպքում մագնիսապես համասեռ է, այսինքն՝ 2 և 3 թիթեղների μ սկզբնական մագնիսական թափանցելիությունը բոլոր կետերում բոլոր ուղղություններով ունի միևնույն արժեքը: Այս դեպքում, քանի որ միջուկում մեխանիկական լարվածություններ չկան, միջուկի փաթույթներն ընդգրկող տեղամասերն ունեն միևնույն մագնիսական դիմադրությունները՝ $R_{m1} = R_{m2} = R_{m0}$, իսկ փաթույթները՝ միևնույն ինդուկտիվությունները.

$$L_{1_0} = L_{2_0} = L_0 = \frac{W^2}{R_{m_0}} : \quad (1)$$

Երբ հետազոտվողի մասը մտցնում են տորոիդալ մանժետի մեջ և օդամղիչի օգնությամբ օդ են մղում մանժետի ներքին ծավալ, դրա մեջ առաջացած ավելցուկային P ճնշումը փոխանցվում՝ սեղմում է և մատին, և ՃՕԴՄԿ-ի ներքին զանային պատին, որի ազդեցությամբ զանային միջուկը ճկվում-բացվում է, բացակի Δ լայնությունը մեծանում է: Հետևաբար, զանային չեզոք մակերևույթից ներս կտրվածքով շրջանագծի ուղղությամբ միջուկի 2 թիթեղը ձգվում է, մագ-նիսական թափանցելիությունը մեծանում է՝ $\mu_1 = \mu_{սկ} + \Delta\mu$, մագնիսական դիմադրությունը փոքրանում է՝ $R_{m1} = //\mu_1 S$, aa փաթույթի ինդուկտիվությունը մեծանում է՝ $L_1 = W_1^2 / R_{m1}$: Միաժամանակ զանային չեզոք մակերևույթից դուրս կտրվածքով շրջանագծի ուղղությամբ միջուկի 3 թիթեղը սեղմվում է, մագնիսական թափանցելիությունը փոքրանում է՝ $\mu_2 = \mu_{սկ} - \Delta\mu$, մագնիսական դիմադրությունը մեծանում է՝ $R_{m2} = //\mu_2 S$, bb փաթույթի ինդուկտիվությունը փոքրանում է՝ $L_2 = W_2^2 / R_{m2}$: Այսպիսով, մանժետում ավելցուկային P ճնշման ազդեցությամբ և դրան համեմատական ՃՕԴՄԿ-ի L_1 , L_2 ինդուկտիվությունները փոխվում են հակառակ ուղղություններով: Նշենք նաև, որ իրականում ոչ կատարյալ տեխնոլոգիայի պատճառով ճիշտ սիմետրիկ կերպափոխիչ պատրաստել հնարավոր չէ, բացի այդ մագնիսապես անհամասեռ է ՃՕԴՄԿ-ի միջուկի 2 և 3 թիթեղների նյութը, հետևաբար, մանժետում ավելցուկային P ճնշման բացակայության դեպքում ՃՕԴՄԿ-ի ինդուկտիվությունները իրար հավասար չեն՝ $L_{1.0} \neq L_{2.0}$: Ուրեմն, մանժետում ճնշման փոփոխություններին համապատասխան թվային արտապատկերում ապահովելու համար անհրաժեշտ ձևափոխություններ կատարելիս պետք է չեզոքացնել L_1 , L_2 ինդուկտիվությունների նախնական (երբ $P=0$) տարբերությունը:

Օգտվելով կերպափոխիչի համարժեք սխեմաներից՝ կապ հաստատենք դրա ինդուկտիվությունների և չափվող ավելցուկային P ճնշման միջև [1]: ՃՕԴՄԿ-ի մեխանիկական համարժեք սխեմայի (նկ.3) համաձայն, որոշում ենք դրա զանային միջուկի շրջանագծի ուղղությամբ ավելցուկային P ճնշման ազդեցությամբ առաջացած մեխանիկական լարվածությունները չեզոք մակերևույթից ներս և դուրս մակերևույթների վրա, առանցքի նկատմամբ փ անկյան տակ.

$$\sigma_\phi = \sigma_\phi^+ = \sigma_\phi^- = \frac{M_\phi}{W} = \frac{6\phi\rho^2 \sin(\phi/2)}{(R-r)^2} P, \quad (2)$$

որտեղ $M_\phi = \phi b \rho^2 \sin(\phi/2) P$, $W = b(R-r)^2/6$ -ը դիմադրության մոմենտն է:

Քանի որ միջուկի բացակին մոտ տիրություն ներքին և արտաքին զանային մակերևույթների վրա ավելցուկային P ճնշման ազդեցությամբ առաջացրած մեխա-նիկական լարվածությունները փոքր են՝ $\phi=0$ անկյան տակ $\sigma_\phi=0$, իսկ բացակին հանդիպակաց՝ $\phi=\pi$ անկյան տակ ունեն առավելագույն արժեք՝ $\sigma_\pi = (6\rho^2 P)/(R-r)^2$, ուստի ՃՕԴՄԿ-ի փաթույթների համար անցքերը տեղադրում ենք փ անկյան $(-2\pi/3) \div (+2\pi/3)$ ժամսլաքի ուղղությամբ փոփոխության առավել զգալուն տիրություն: Այդ տիրության համար որոշում ենք միջին մեխանիկական լարվածությունը միջուկի ռադիալ կտրվածքում, ընդունելով $a=c$.

$$\sigma_{\frac{2\pi}{3}} = \frac{\pi\rho^2}{(R-r)^2} P; \quad \sigma_{\phi_{12}} = \frac{7\pi\rho^2}{3(R-r)^2} P \cong 1.83 \left(\frac{R+r}{R-r} \right) P, \quad (3)$$

որտեղ միջուկի զլանային չեզոք մակերևույթի շառավիղը՝ $\rho=(R+r)/2$:

Կերպափոխիչի փաթույթների ինդուկտիվությունները մանժետում ավելցուկային P ճնշման առկայության դեպքում՝ կախված առաջացած ճկման մեխանիկական $\sigma_{միջ}^+ = \sigma_{միջ}^-$ լարվածություններից, որոշում են հետևյալ բանաձևերով.

$$L_1 = \frac{W^2}{R_{m_0}} \left(1 + \frac{\Delta\mu}{\mu_{սկ}} K \right) = L_0 \left(1 + \frac{2\lambda_s \mu_{սկ}}{B_s^2} K \sigma_{միջ}^+ \right),$$

$$L_2 = \frac{W^2}{R_{m_0}} \left(1 + \frac{\Delta\mu}{\mu_{սկ}} K \right) = L_0 \left(1 - \frac{2\lambda_s \mu_{սկ}}{B_s^2} K \sigma_{միջ}^- \right):$$
(4)

Տեղադրելով միջին մեխանիկական լարվածությունների (ավելցուկային P ճնշումից կախված) արժեքները ՃՕԴՄԿ-ի փաթույթների ինդուկտիվությունների բանաձևերում, ստանում ենք.

$$L_1 = L_0 \left(1 + \frac{3.7\lambda_s \mu_{սկ}}{B_s^2} K \left(\frac{R+r}{R-r} \right)^2 P \right),$$

$$L_2 = L_0 \left(1 - \frac{3.7\lambda_s \mu_{սկ}}{B_s^2} K \left(\frac{R+r}{R-r} \right)^2 P \right):$$
(5)

K գործակիցը հաշվի է առնում միջուկի մագնիսական դիմադրության՝ մանժետում ավելցուկային P ճնշումից կախված փոփոխվող մասը:

Ինդուկտիվությունների բանաձևերում՝ $\Delta\mu/\mu_{սկ} = (2\lambda_s \mu_{սկ}/B_s^2) \sigma_{միջ}^+$ -ը միջուկի նյութի մագնիսական թափանցելիության հարաբերական փոփոխությունն է՝ մանժետում ավելցուկային P ճնշման առաջացրած $\sigma_{միջ}^+$ մեխանիկական լարվածությունների ուղղությամբ, λ_s -ը հագեցման մագնիսաստրիկցիայի գործակիցն է, B_s -ը հագեցման ինդուկցիան է: $\mu_{սկ}$, λ_s և B_s պարամետրերը տվյալ նյութի համար և փաթույթների մագնիսացման հոսանքների $I_m = \text{const}$ արժեքների դեպքում հաստատուն մեծություններ են [2]: Նշանակում է, որ L_1 , L_2 ինդուկտիվությունների կախվածությունները մանժետում ավելցուկային P ճնշումից գծային են [2]:

Այսպիսով, արտերիալ ճնշման առաջնային կերպափոխման արդյունքում ստանում ենք ՃՕԴՄԿ-ի ինդուկտիվությունների մանժետում ավելցուկային P ճնշմամբ մոդուլացված գծային փոփոխություններ: P ճնշման թվային արտապատկերում ապահովելու համար հետագա ձևափոխություններում կարելի է օգտա-գործել ամպլիտուդային, ֆազաժամանակային, հաճախականային կամ ընդլայնա-կան իմպուլսային մոդուլացիաների սկզբունքներից մեկը:

ՃՕԴՄԿ-ի էլեկտրամեխանիկական հաշվարկի համար հիմք են հանդիսանում չափվող զարկերակային ճնշման առավելագույն՝ $P_{սիստ.}$ և նվազագույն՝ $P_{դիաստ.}$ արժեքները, ինչպես նաև մոդուլացիայի սկզբունքը:

Հաշվարկային պարամետրերը որոշում են հետևյալ կերպ. Ընտրում ենք կերպափոխիչի միջուկի չափերը՝ զլանային միջուկի h բարձրությունը, զլանային չեզոք մակերևույթի (շառավիղը, փաթույթների համար անցքերի d լայնությունը, աշխատանքային տեղամասի ընդհանուր $l = 2\pi r/3$ երկարությունը, անցքերի պատերի t բարձրությունը, $q = (h-2t)$ անցքերի բարձրությունը և, օգտվելով առավելագույն մեխանիկական σ_{π} լարվածության բանաձևից, ընդունելով σ_{max} -ի

արժեքը մանժետում առավելագույն, $P_{\max}$ արժեքի համար որոշում ենք միջուկի $\delta=R-r=2a+c$ պատի հաստությունը, ապա ընտրում ենք a -ն և որոշում c -ն:

Ընտրում ենք միջուկի նյութը և տեղակազրքից այդ նյութի համար վերցնում ենք λ_s հագեցման մագնիսատրիկցիայի և B_s հագեցման մագնիսական ինդուկցիայի արժեքները: Մագնիսացման $B=f(H)$ բնութագրից ընտրում ենք մագնիսական լարվածության H_m ամպլիտուդի արժեքը, որի համար ինդուկցիայի B_m ամպլիտուդը առավելագույնն է, և որոշում ենք միջուկի սկզբնական մագնիսական թափանցելիությունը [1]

$$\mu_{սկ} = B_m / H_m : \quad (6)$$

Որոշում ենք մագնիսացման փաթույթների ստեղծած մագնիսական հոսքի ուժագծերի միջին երկարությունը և միջուկի կտրվածքի մակերեսն այդ հոսքի նկատմամբ.

$$l_{սիջ} = 2[h + 2(d + t)]; \quad S_{սիջ} = at : \quad (7)$$

Որոշում ենք մագնիսացման փաթույթների ստեղծած մագնիսաշարժ ուժի ամպլիտուդը, երբ դրանցով հոսում է $I_{L,m}$ ամպլիտուդի սինուսոիդալ հոսանք.

$$F_m = I_{L,m} W_l = H_m l_{սիջ} : \quad (8)$$

Ընտրում ենք մագնիսացման փաթույթների $W_1=W_2=W$ գալ4արների թիվը և որոշում ենք դրանցով հոսող հոսանքի ամպլիտուդը.

$$I_{L,m} = \frac{H_m l_{սիջ}}{W} : \quad (9)$$

Որոշում ենք ՃՕԴՄԿ-ի գլանային չեզոք մակերևույթից ներս 5 և դուրս 6 միջնորմների վրա փաթույթների նկատմամբ միջուկի 2 և 3 թիթեղների մագնիսական դիմադրությունները և կերպափոխիչի ինդուկտիվությունները՝ մանժետում ավելցուկային P ճնշման բացակայության դեպքում.

$$R_{m_{1,0}} = R_{m_{1,0}} = R_{m_0} = \frac{2[h + 2(d + t)]}{\mu_{սկ} at}, \quad (10)$$

$$L_1 = L_2 = L_0 = \frac{W^2}{R_{m_0}} = \frac{W^2 \mu_{սկ} at}{6[h + 2(d + t)]} :$$

Կերպափոխիչի մանժետում ավելցուկային P ճնշման առկայության դեպքում և դրա ազդեցությամբ փոխվում են միջուկի 2 և 3 թիթեղների մագնիսական դիմադրությունների KR_{m0} մասերի մագնիսական դիմադրությունները, որտեղ $K=(3t+2d)/[h+2(d+t)]$, հետևաբար ՃՕԴՄԿ-ի փաթույթների ինդուկտիվությունների փոփոխությունները՝ կախված մանժետում ավելցուկային P ճնշումից, որոշվում են հետևյալ բանաձևերով.

$$L_1 = L_0 \left[1 + \frac{3t + 2d}{h + 2(d + t)} \left(\frac{R + r}{R - r} \right)^2 \frac{3.7 \lambda_s \mu_{սկ}}{B_s^2} P \right], \quad (11)$$

$$L_2 = L_0 \left[1 - \frac{3t + 2d}{h + 2(d + t)} \left(\frac{R + r}{R - r} \right)^2 \frac{3.7 \lambda_s \mu_{սկ}}{B_s^2} P \right] :$$

Որոշում ենք մագնիսացման փաթույթների հաղորդալարի երկարությունը.

$$l_{\omega\eta} = 2.2[2(t+a)+c]W : \quad (12)$$

Տեղեկագրից փաթույթների համար ընտրում ենք պղնձից հաղորդալար, որն ունի $d_{\omega\eta}$ տրամագիծ, r_0 գծամետրի դիմադրություն, և որոշում ենք փաթույթների ակտիվ դիմադրությունը.

$$r_1 = r_2 = r_0 l_{\omega\eta} : \quad (13)$$

Ընտրում ենք կերպափոխիչի մագնիսացման փաթույթներով հոսող հոսանքի f_m հաճախությունը և որոշում լարման ամպլիտուդը՝ դրանց վրա ճնշման բացակայության դեպքում.

$$U_{L_{0m}} = 2\pi f_m L_0 I_{L_{0m}} : \quad (14)$$

Որոշում ենք կերպափոխիչի միջուկում հիստերեզիսի և մրրկային հոսանքի նկատմամբ P_h ակտիվ կորուստները, այդ կորուստները հաշվի առնող R_h դիմադրությունը, $I_{R_{hm}}$ հոսանքը, փաթույթներով լրիվ հոսանքի I_{W1m} ամպլիտուդը, փաթույթների $r_{1,hամ}$ ակտիվ, $X_{L0,hամ}$ ռեակտիվ համարժեք դիմադրությունները, $U_{r1,hամ,m}$, $U_{L0,hամ,m}$, U_{W1m} լարման անկումների ամպլիտուդներն այդ դիմադրությունների և փաթույթների վրա:

Կատարված հաշվարկի հիման վրա պատրաստվել և հետազոտվում է ՃՕԴՄԿ-ի փորձնական նմուշը, իսկ որոշված մեծությունները հիմք են հանդիսանում հետագա կերպափոխման սխեմաների հաշվարկի համար՝ զարկերակային ճնշման թվային արտապատկերում ապահովելու նպատակով:

ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ՑԱՆԿ

1. **Левшина Е.С., Новицкий П.В.** Измерительные преобразователи. – М.: Энергоатомиздат, 1983. – 312 с.
2. **Твердин Л.М., Панченко В.М., Загорюкин В.Б.** Автоматические устройства с магнитоупругими преобразователями. – М.: Энергия, 1974. – 129 с.

ՀՊՃՀ: Նյութը ներկայացվել է խմբագրություն 07.02.2005:

А.А. ГАМБАРИАН КОЛЬЦЕВОЙ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫЙ МАГНИТОУПРУГИЙ ПРЕОБРАЗОВАТЕЛЬ АРТЕРИАЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ КРОВИ

Разработана конструкция магнитоупругого преобразователя артериального давления крови. Выполнен электромеханический расчет преобразователя, на основании которого изготовлен опытный образец. Теоретические и экспериментальные исследования показывают, что преобразователь успешно может быть применен для измерения артериального давления на пальцах пациента.

A.A. GHAMBARYAN CIRCULAR DIFFERENTIAL MAGNETOELASTIC TRANSFORMER OF BLOOD PRESSURE

The construction of magnetoelastic transformer of blood pressure is worked out. The electromechanical calculation of the transformer is carried out, the experimental sample is made. The theoretical and experimental investigations show that the transformer can be successfully used for the measurement of blood pressure on the patient's fingers.

Ю.А. АБРАМЯН, Р.М. МАРТИРОСЯН, С.Г. МАРТИРОСЯН,
С.С. ГЁЗАЛЯН

УНИВЕРСАЛЬНЫЙ ИК-РАДИОМЕТР

Приводится схема универсального ИК-радиометра, позволяющего проводить измерения слабых фотоэлектрических сигналов на уровне значительно ниже собственных шумов фотоприемных устройств в диапазоне длин волн 0,4...20 мкм. В радиометре применена одновременно механическая и электрическая модуляция. Предложен специфический подход при разработке отдельных блоков. Малогабаритный механический модулятор помещен на оси оптической системы и позволяет легко нацеливаться на объект. Радиометр имеет широкий динамический диапазон измеряемой мощности оптического излучения.

Ключевые слова: радиометр, модулятор, сигнал, шум.

1. **Введение.** Современные достижения техники дистанционного зондирования оказались возможными благодаря построению радиометрических систем измерения слабых сигналов на фоне шумов. Радиометрия или пассивная радиолокация лежит в основе сверхточных измерений мощности собственного излучения окружающих тел. Наряду с измерениями в видимой области спектра, ИК- радиометрия используется для получения тепловых карт поверхности Земли, с целью получения информации о возможных полезных ископаемых и грунтовых водах, для решения задач метрологии, геофизики и сельского хозяйства, в тепловидении, медицине и системах обнаружения целей военной техники [1-4].

Прогресс в использовании ИК радиометрических систем в основном наблюдается с 70-х годов в связи с появлением высокочувствительных фотоприемников на основе полупроводников (в частности, $\text{Pb}_{1-x}\text{Sn}_x\text{Te}$ и $\text{Cd}_{1-x}\text{Hg}_x\text{Te}$) с максимумом фотопроводимости в окнах прозрачности атмосферы $\lambda = 3...4 \text{ мкм}$, $\lambda = 4,5...5,5 \text{ мкм}$, $\lambda = 8...14 \text{ мкм}$, что соответствует излучению окружающих тел, имеющих температуру $T \geq 300 \text{ K}$.

Качество ИК радиометрических систем, в плане обнаружения слабых фотоэлектрических сигналов на фоне шумов, определяется в основном характеристиками используемых приемников ИК излучения. Как известно, к таким характеристикам относятся эквивалентная мощность шумов (NEP) и обнаружительная способность D^* , определяемые следующим образом [1-4]:

$$\text{NEP} = \frac{U_N}{U_S} \frac{P}{\sqrt{\Delta f}}, \quad D^* = \frac{U_S}{U_N} \frac{\sqrt{A \Delta f}}{P},$$

где P - падающая на фотоприемник мощность излучения; A - активная площадь фотоприемника; Δf - полоса пропускания измерительного устройства; U_S и U_N - напряжение полезного сигнала и шума, соответственно.

Пороговые характеристики фотоприемников определяются при условии $U_S/U_N = 1$.

Анализ характеристик фотоприемных структур показывает, что для реализации реальных параметров конкретного фотоприемного устройства (чувствительности, быстродействия, области полосы частот) необходим определенный подход при разработке того или иного блока измерительного устройства (выбор режима работы, степень согласования с измерительным трактом и т. п.) [4-6].

Соответствующий выбор времени интегрирования сигнала позволяет с помощью радиометра обнаружить сигналы на несколько порядков слабее его собственных шумов. Применение традиционного механического модулятора в радиометрических системах имеет определенные недостатки. Во-первых, трудно избавиться от электрических наводок и помех, создаваемых вращающимся двигателем и электрической схемой его запуска. Во-вторых, механический переключатель ограничивает выбор частоты модуляции. И, наконец, в радиометрических системах с механическим модулятором основной вклад в общие шумы системы вносят фоновые шумы окружающих тел. Эти обстоятельства являются причиной для перехода к ИК-системам, в которых отсутствует механический модулятор [7-9]. Это дает возможность реализовать электрическую схему радиометра в виде единой интегральной микросхемы.

2. Описание принципа работы универсального ИК-радиометра. В настоящей работе приведены результаты нашей многолетней работы по созданию универсального ИК-радиометра, в котором совмещаются оба принципа радиометрической обработки слабых сигналов. Структурная схема предложенного радиометра приведена на рис. 1.

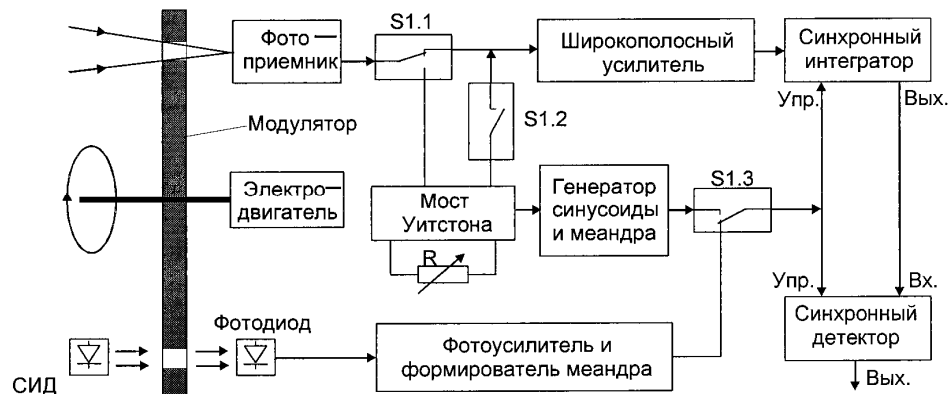


Рис.1. Структурная схема универсального ИК-радиометра

Во время работы в режиме внешней механической модуляции фотоприемник с помощью переключателя S1.1 подключается ко входу широкополосного усилителя. Причем контакты переключателя S1.1-S1.3 срабатывают одновременно. При этом синхронизирующие импульсы формируются с помощью пары светодиод – фотодиод (СИД, ФД) и через контакты S1.3 подаются на синхронный интегратор и детектор. Контакты S1.2 в этом режиме разомкнуты. В режиме внутренней электрической модуляции двигатель обесточивается, фотоприемное отверстие устанавливается в открытое состояние, фотоприемник с помощью переключателя S1.1 подключается к электрическому мосту Уитстона, выход которого с помощью переключателя S1.2 подключается ко входу широкополосного усилителя.

Мост питается от генератора синусоидального напряжения. Генератор выдает также прямоугольные импульсы (меандр), синхронные с синусоидальным напряжением, которые с помощью переключателя S1.3 подаются на синхронный фильтр и детектор. Универсальный ИК-радиометр позволяет работать в обоих режимах и сравнивать между собой результаты измерений.

Для обеспечения большого динамического диапазона системы при отсутствии сигнала фоновые шумы предварительно балансируются с помощью переменного резистора R. При появлении ИК излучения, из-за разбаланса плеч моста, на его выходе появляется электрический сигнал, пропорциональный мощности падающего излучения. Дальнейшая обработка сигнала производится аналогично классической системе, при этом существенно улучшаются как шумовые характеристики, так и стабильность работы всей системы. При питании электрического моста Уитстона меандром [7-9] из-за наличия емкостных составляющих в плечах моста, даже при полной балансировке сопротивлений, возникают импульсы длительностью 1...10 мкс и с амплитудой несколько десятков милливольт. Они перегружают предусилитель с большим коэффициентом усиления, что ухудшает стабильность работы системы и точность измерений. По этой причине в нашей схеме питание моста осуществляется синусоидальным напряжением.

3. Конструкция универсального ИК-радиометра. Общая конструкция универсального ИК-радиометра приведена на рис. 2.

Разработанный радиометр построен по осесимметричной схеме. В качестве опорного излучателя используется диск модулятора, температура которого стабилизируется. При таком построении изображение объекта на матовой поверхности модулятора можно наблюдать через окуляр, установленный в отверстии зеркала. Это позволяет хорошо нацеливаться на объект или его определенный участок. В отличие от [10], модулятор сконструирован в латунном кубике со стороной 25 мм и помещен в фокусе длиннофокусного отражающего вогнутого зеркала.

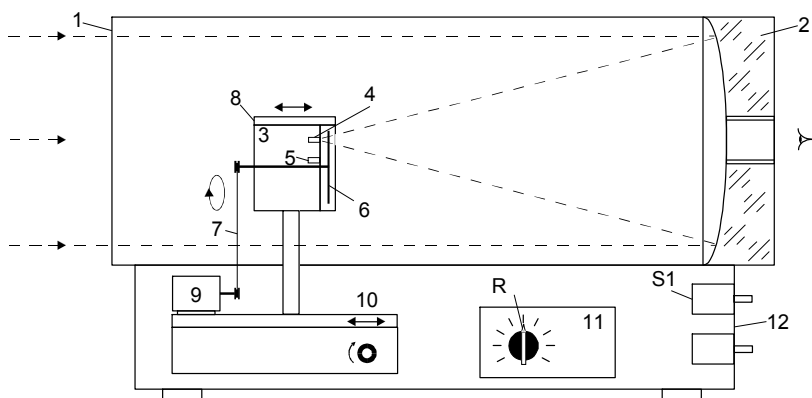


Рис.2. Схематическое изображение конструкции ИК-радиометра:

1-кожух радиометра; $d=130\text{ мм}$, $l=400\text{ мм}$; 2 - вогнутое отражающее зеркало с окуляром; 3 - корпус механического модулятора; 4 - измерительный фотоприемник; 5 - синхронизирующая пара светодиод – фотодиод; 6 - секторный модулятор; 7 – ро-лик и резиновый пассик передачи вращения; 8 – термостат; 9 – электродвигатель; 10 - узел перемещения модулятора; 11 - блок электроники; 12 - панель управления

Изображения модулятора со стороны зеркала и сбоку приведены на рис.3а и б.

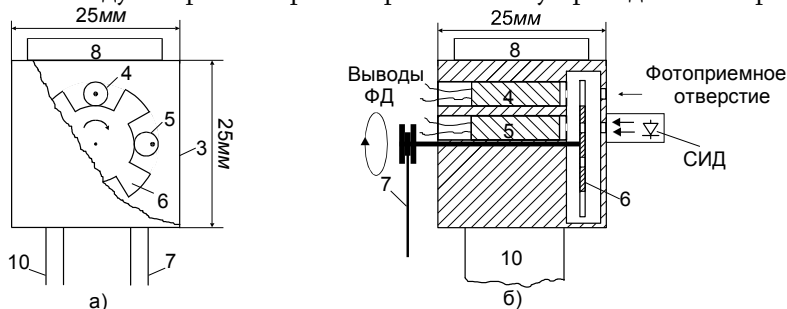


Рис.3. Конструкция модулятора

Центр диафрагмы (диаметром $0,3\text{ мм}$) измерительного фотоприемника находится на оптической оси зеркала. Синхронизирующий фотодиод смещен по направлению вращения секторного модулятора на целое количество отверстий (90° по углу). Диафрагма этого фотодиода смещена на 1 мм относительно своего центра вращения. Поворотом диафрагмы фотодиода синхронизации 5 в корпусе модулятора 3 обеспечивается фазовый сдвиг на $\pm 15^\circ$ между импульсами синхронизации и импульсами измерительного канала. Температурная стабилизация модулятора (секторного модулятора 6, фотоприемника 4, синхронизирующей пары светодиод-фотодиод 5) обеспечивается термостатом 8.

4. Электрическая схема. Ниже приводится описание электрических схем узлов радиометра, представляющих определенный интерес. На рис. 4 приведена схема

широкополосного усилителя, выполненная на малошумящих операционных усилителях DA1- DA3.

При работе с внешней модуляцией операционный усилитель DA1 включается по схеме преобразователя ток – напряжение. Такая схема обеспечивает для фотоприемника режим короткого замыкания, благодаря чему резко уменьшаются наводки на входную цепь подключения [11].

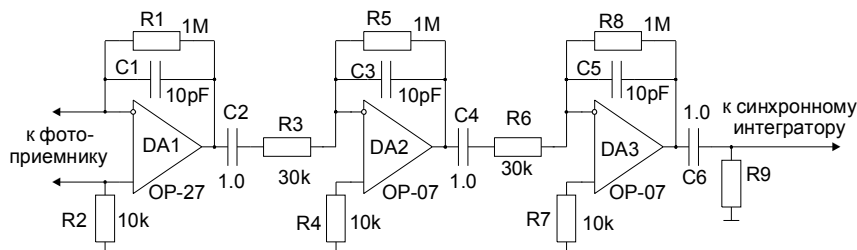


Рис.4. Схема широкополосного усилителя

Коэффициент преобразования регулируется с помощью переменного резистора R1 в пределах $10\text{кОм} \dots 1\text{МОм}$. Во время работы радиометра с внутренней модуляцией микросхема DA1 работает в режиме дифференциального усилителя с регулируемым коэффициентом усиления $K = 10 \dots 100$. Применение дифференциального усилителя на одном операционном усилителе позволяет в $\sqrt{2}$ раза уменьшить уровень шумов по сравнению с измерительным усилителем на трех операционных усилителях [11]. Коэффициент усиления последующих двух каскадов составляет $K = 1000$. Полоса пропускания предусилителя ограничена снизу емкостями C2, C4, C5 на уровне $\approx 60\text{Гц}$, а сверху - емкостями C1, C3, C5 на уровне $\approx 10\text{кГц}$.

На рис.5 приведены электрические схемы синхронного интегратора и детектора. Микросхема DA1 служит для компенсации потерь в самом синхронном интеграторе, выполненном на DD1, R5, C3, C4. Конденсатор C2 и резистор R6 служат для точной регулировки остаточного сигнала разбаланса при отсутствии полезного сигнала. DA2 является согласующим повторителем, имеющим почти нулевое выходное сопротивление, необходимое для точной работы синхронного детектора на DA3 и DD1. Синхронный детектор представляет собой прецизионный фазовый детектор с переключением знака усиления с последующим интегрированием полезного сигнала на R15, C5 [12]. Неинвертирующий усилитель ($K = 2$), необходимый для согласования выходного сопротивления интегратора с нагрузкой (входное сопротивление регистрирующего устройства), а также для установки нулевого уровня на выходе радиометра при отсутствии полезного сигнала, выполнен на DA4.

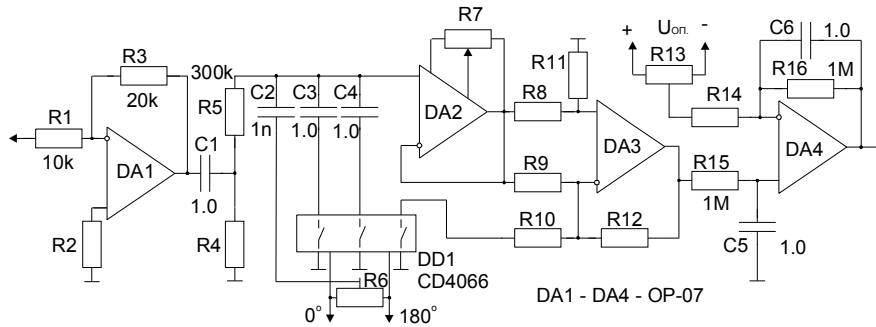


Рис.5. Схема синхронного интегратора и детектора

По существу, синхронный интегратор является гребенчатым фильтром, частота настройки которого определяется частотой опорного сигнала, а ширина полос, составляющих «гребенки», интегрирующими цепочками R5, C3 и R5, C4. В этой полосе содержится полезный сигнал. Для двухзвенного интегратора:

$$\Delta f = \frac{1}{2\pi RC} = \frac{1}{2\pi \cdot 300 \cdot 10^3 \cdot 1,0 \cdot 10^{-6}} \approx 0,5 \text{ Гц}.$$

Полоса пропускания выходного интегрирующего звена R15, C5 равняется

$$\Delta f = \frac{1}{2\pi RC} = \frac{1}{2\pi \cdot 1,0 \cdot 10^6 \cdot 1,0 \cdot 10^{-6}} \approx 0,16 \text{ Гц}.$$

Выигрыш в отношении сигнал/шум в синхронном интеграторе и детекторе определяется тем, что при постоянной времени $\tau = RC \gg T_0$ (где T_0 - период входного сигнала) импульсы детерминированного сигнала суммируются в $n = RC/T_0$ раз, а его энергия в n^2 раз, где n - число импульсов, просуммированных за время 3τ . Флуктуационные помехи складываются по мощности, поэтому отношение сигнал/шум возрастает в n раз:

$$\frac{S}{N} = \frac{3RC}{T_0} = 3RC \cdot f_0 = 3 \cdot 0,3 \cdot 10^6 \cdot 10^{-6} \cdot 400 = 360$$

для выбранной частоты модуляции $f_0 = 400 \text{ Гц}$.

Как известно, радиометрическим выигрышем называется отношение

$$B = \sqrt{\frac{\Delta f}{\Delta F}}, \text{ где } B \approx \frac{U_{\text{шум.ВХ.}}}{U_{\text{шум.ВЫХ.}}},$$

Δf - полоса приема на входе радиометра; ΔF - полоса пропускания выходного устройства радиометра (интегратора), которое показывает, во сколько раз максимальный сигнал, обнаруживаемый радиометром, меньше его собственных шумов. В нашем случае, $\Delta f = 10 \text{ кГц}$, $\Delta F = 0,16 \text{ Гц}$ $B = \sqrt{10^4/0,16} = 250$.

Многолетний опыт разработки ИК-радиометров показывает, что реальный выигрыш меньше теоретического в 2...3 раза. Дело в том, что управляющие импульсы аналоговых ключей на микросхеме DD1, действующие на затворе,

проходят на выход интегратора через дифференцирующие внутренние межэлектродные емкости $C_{\text{Зат.Ист}}$, или $C_{\text{Зат.Ст}}$, ($10...15\text{пФ}$). Они интегрируются на цепочке R5, C3 или R5, C4 большим постоянным временем и выступают в качестве прямоугольного остаточного напряжения разбаланса (помехи), уровень которого составляет порядка $0,3...1\text{мВ}$. Во время коммутации эффективная емкость увеличивается в $5...10$ раз, что наряду с температурной зависимостью межэлектродных емкостей приводит к нестабильности этого напряжения не только по амплитуде, но и по фазе. В итоге амплитуда шумового сигнала на выходе интегратора, обусловленная только интегратором, составляет порядка $3...5\text{мВ}$.

Динамический диапазон по амплитуде на выходе интегратора составляет

$$D = \frac{U_{\text{ОУ}}}{U_{\text{шум}}} = \frac{10 \cdot 10^3 \text{ мВ}}{10 \text{ мВ}} = 10^3,$$

где $U_{\text{ОУ}}$ - максимальная амплитуда сигнала на выходе ОУ, $U_{\text{ОУ}} = 10\text{В}$ при напряжении питания ОУ $\pm 12\text{В}$, $U_{\text{шум}} = 10\text{мВ}$.

Для рассматриваемого класса измерений $D \geq 10^2$ уже является достаточной величиной. Поэтому коэффициент усиления после синхронного интегратора должен быть минимальным (в данном случае $K = 2$).

Максимальная величина коэффициента усиления ограничивается напряжением насыщения ОУ на выходе широкополосного усилителя. Например, если ожидается уровень выигрыша, равный 100, то из соотношения

$$B = \frac{U_{\text{ш}}}{U_{\text{сигн}}} = \frac{U_{\text{ш.усил.}}}{U_{\text{ш.синхр.инт}}},$$

следует

$$U_{\text{ш.усил.}} = B \cdot U_{\text{ш.синхр.инт}} = 100 \cdot 10 \text{ мВ} = 1000 \text{ мВ},$$

то есть, динамический диапазон радиометра ограничивается только динамическим диапазоном широкополосного усилителя.

Из вышесказанного следует:

а) для получения максимальной чувствительности радиометра основное усиление необходимо обеспечить в предварительных каскадах широкополосного усиления (до интегратора);

б) для увеличения динамического диапазона радиометра в выходном каскаде широкополосного усилителя необходимо использовать ОУ с высоковольтным питанием (например, $\pm 27\text{В}$, $\pm 40\text{В}$);

в) для повышения точности измерений необходимо стабилизировать температуру электронных коммутаторов.

Измерение чувствительности радиометра проводилось посредством излучающих диодов ЗЛ107Б, имеющих длину волны излучения от $0,9$ до $1,2\text{мкм}$, с применением ряда ослабителей потока инфракрасного излучения. Калибровка диодов и ослабителей проводилась прибором ИМО-2. Для проверки работоспособности радиометра в качестве фотоприемника использовался промышленный фотодиод ФД-256. Для данного фотоприемника получено

$$D^* = (3...6) \cdot 10^{13} \text{ см} \cdot \text{Гц}^{1/2} \cdot \text{Вт}^{-1}.$$

5. Технические данные радиометра: диаметр оптической системы - 125мм; длина оптической системы - 400мм; регулировка фокусного расстояния - 1,5м...∞; угол поля зрения - 4угл.мин; диаметр диафрагмы фотоприемника - 0,3мм; размеры блока электронной обработки - 60·80·400мм; обнаружительная способность для ФД-256 ($\lambda = 1\text{мм}$) - $3...6 \cdot 10^{13} \text{ см} \cdot \text{Гц}^{1/2} \cdot \text{Вт}^{-1}$; потребляемая мощность (без термостата) - 10Вт.

6. Выводы

1. Предложен специфический подход при разработке отдельных блоков радиометра.
2. Разработанный радиометр работает в широком оптическом диапазоне 0,4...20мм.
3. Радиометр работает с любым фотоприемником с применением механической модуляции оптического излучения, а также внутренней электрической синусоидальной модуляции фотоэлектрического сигнала.
4. В радиометре использована простая оптическая система с возможностью нацеливания на объект.
5. Разработанный малогабаритный механический модулятор, слабо перекрывающий принимаемое излучение, находится на оси оптической системы.
6. Применен простой способ регулировки фазы синхронизирующих импульсов.
7. Радиометр имеет широкий динамический диапазон измеряемой мощности оптического излучения.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Хадсон Р. Д. Инфракрасные системы. - М.: Мир, 1972.-534с.
2. Kingston R. H. Detection of Optical and Infrared Radiation. Springer-Verlag, New York, 1978.-264p.
3. Абрамян Ю. А., Гаспарян Ф. В., Мартиросян Р. М. Пороговые характеристики фотодетекторов. ИК-радиометры и основные материалы современной фотоэлектроники. - Ереван: ЕГУ, 2000.-153с.
4. Трищенко М. А. Фотоприемные устройства и ПЗС. Обнаружение слабых оптических сигналов. - М.: Радио и связь, 1992.-400с.
5. Якушенков Ю. Г., Луканцев В. Н., Колосов М. П. Методы борьбы с помехами в оптикоэлектронных приборах. - М.: Радио и связь, 1981.-180с.
6. Перволюсов Ю. Б., Солдатов В. П., Якушенков Ю. Г. Проектирование оптико-электронных приборов. - М.: Машиностроение, 1990.-432с.
7. Abrahamian Yu. A., Martirosian S. G., Adamian Z. N., Arutiounian V. M., Gasparian F. V. International Journal of Infrared and Millimeter Waves. -1998.-19.- P.827-833.

8. **Абрамян Ю. А., Кочарян К. Н., Мартиросян С. Г., Адамян З. Н., Арутюнян В. М., Гаспарян Ф. В.** Малошумящий высокочувствительный ИК-радиометр // Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН. – 2001. – Т.54, №1.- С.141-147.
9. **Abrahamian Yu. A., Karamian G. G., Martirosian S. G., Stafeyev V. I., Gasparian F. V., Vagarshakian V. M.** International Journal of Infrared and Millimeter Waves.-2002.-23.- P.1753-1764.
10. **Буданов А. В.** Оптический журнал.-2001. –Т. 68, №12.- С.64.
11. **Нетцер И.** ТИИЭР.-1981.-Т.69, №6.- С.58.
12. **Гвалтиери Д. М.** Приборы для научных исследований.-1986.-№2.-С.136.

Институт радиофизики и электроники НАН РА. Материал поступил в редакцию
17.11.2004.

**Յու.Ա. ԱԲՐԱՀԱՄՅԱՆ, Ռ.Մ. ՄԱՐՏԻՐՈՍՅԱՆ, Ս.Գ.ՄԱՐՏԻՐՈՍՅԱՆ,
Ս.Ս. ԳՅՈԶԱԼՅԱՆ**

ՀԱՄԱՊԻՏԱՆԻ ԻԿ ՌԱԴԻՈՄԵՏՐ

Բերված է համապիտանի ԻԿ-ռադիոմետրի սխեմա, որը թույլ է տալիս կատարել թույլ ֆոտոէլեկտրական ազդանշանների չափումներ ֆոտոռնդունիչ սարքերի սեփական աղմուկներից զգալիորեն ցածր մակարդակի վրա, 0,4-20 մկմ ալիքային տիրույթում: Ռադիոմետրում օգտագործված է միաժամանակ և՛ մեխանիկական, և՛ ներքին էլեկտրական մոդուլյացիա: Առանձին բլոկների մշակման համար առաջարկված է յուրահատուկ մոտեցում: Փոքրածավալ մեխանիկական մոդուլյատորը տեղադրված է համակարգի օպտիկական առանցքի վրա և թույլ է տալիս հեշտությամբ ուղղորդվել դեպի օբյեկտը: Ռադիոմետրն ունի օպտիկական ճառագայթման չափվող հզորության լայն դինամիկ տիրույթ:

**Yu.A. ABRAHAMIAN, R.M. MARTIROSIAN, S.G. MARTIROSIAN,
S.S. GYOZALYAN**

UNIVERSAL IR-RADIOMETER

A structure of an all-purpose IR-radiometer in the wavelength range 0.4 to 20 μm which allows us to measure weak photoelectric signals, at the levels considerably lower than the internal noise level of photo-detectors is described. Both the mechanical and electrical modulations of radiation are used in the radiometer. A specific approach to design some units is suggested. The small chopper is placed on the optical axis of the device allowing to target the object easily. The radiometer has a broad dynamic range of the measured optical radiation power.

Р.И. СИМОНЯН, О.В. БАГДАСАРЯН, Т.М. КНЯЗЯН

АНАЛИЗ ОПТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК РАСПРЕДЕЛЕННЫХ БРЭГГОВСКИХ ОТРАЖАТЕЛЕЙ С УЧЕТОМ ПОТЕРЬ В СЛОЯХ

Рассмотрены оптические модели распределенных брэгговских отражателей (РБО) с четным и нечетным числом чередующихся четвертьволновых полупроводниковых слоев на подложке. С помощью численного счета методом единого выражения исследованы отражательные характеристики РБО с учетом потерь в слоях структур, а также приведены распределения амплитуды электрического поля и плотности потока энергии волны. На основе полученных результатов предложена оптимальная конфигурация РБО для применения в микрорезонаторных структурах.

Ключевые слова: распределенные брэгговские отражатели (РБО), четвертьволновые полупроводниковые слои, метод единого выражения, оптические модели РБО.

Вертикально-излучающие лазеры (VCSEL) [1,2], резонаторные светодиоды (RCLED) [3] и резонаторные фотодетекторы (RCE детекторы) [4] стали лидирующими устройствами в современных волоконно-оптических системах связи благодаря их улучшенным рабочим характеристикам и низкой стоимости. В вертикально-излучающих устройствах сильно отражающие зеркала играют важную роль, так как они должны компенсировать относительно небольшое усиление света при многократном проходе в активной среде, соизмеримой с длиной волны [1-3]. В резонаторных фотодетекторах зеркала должны способствовать эффективному поглощению света в р-п переходе [4]. Во всех этих устройствах зеркалами являются распределенные брэгговские отражатели (РБО), состоящие из чередующихся четвертьволновых двухслоек с высоким и низким показателями преломления. Актуальным является вопрос определения оптимальных конфигураций РБО в вышеуказанных устройствах [5,6], а именно, конструирование сильно отражающих, слабо поглощающих и, как следствие, стойких к большим интенсивностям излучения зеркал. Задача сводится к детальному исследованию особенностей взаимодействия плоской электромагнитной волны с многослойными полупроводниковыми структурами. Наряду с отражательными характеристиками таких структур, важной является также информация о распределении амплитуды электрического поля и плотности потока энергии оптической волны в структуре для оценки воздействия потерь и больших интенсивностей излучения на рабочие характеристики РБО [7]. Для детального исследования оптических характеристик РБО можно использовать известный матричный метод [8], но нами выбран метод единого выражения (МЕВ) [7, 9], который позволяет легко и точно получать распределение амплитуды поля в многослойной структуре без предварительных предположений о форме волны в слоях структуры. Эта особенность МЕВ позволяет применять его с одинаковой легкостью для исследования РБО, образованных различными

средами: диэлектрик, полупроводник, металл. МЭВ позволяет также исследовать самовоздействие волны в среде без аппроксимаций [7, 9].

МЭВ основан на нетрадиционном подходе в представлении решения уравнения Гельмгольца:

$$\frac{d^2 \dot{E}_x(z)}{dz^2} + \omega^2 \mu_0 \tilde{\epsilon}_a \dot{E}_x(z) = 0 \quad (1)$$

в форме единого выражения [10]:

$$\dot{E}_x(z, t) = U(z) \exp(-jS(z)) \quad (2)$$

без разделения на встречно-распространяющиеся волны. Здесь $U(z)$ и $S(z)$ являются реальными величинами и описывают поведение результирующей амплитуды и фазы колебаний электрического поля волны вдоль оси Z ; $\tilde{\epsilon}_a = \epsilon'_a + j\epsilon''_a$ - комплексная диэлектрическая проницаемость среды; ϵ''_a описывает потери или усиление в среде в зависимости от ее знака; $\mu_0 = 4\pi \cdot 10^{-7}$ (Г/м). Здесь и далее предполагается временная зависимость $\exp(j\omega t)$.

Подстановка выражения (2) в уравнение (1) приводит к системе дифференциальных уравнений первого порядка (эквивалентной уравнению Гельмгольца), где введена

нормированная производная $\frac{d}{d(k_0 z)}$:

$$\begin{cases} \frac{dU(z)}{d(k_0 z)} = Y(z), \\ \frac{dY(z)}{d(k_0 z)} = \frac{P^2(z)}{U^3(z)} - \epsilon' U(z), \\ \frac{dP(z)}{d(k_0 z)} = \epsilon'' U^2(z). \end{cases} \quad (3)$$

$P(z) = U^2(z) \frac{dS(z)}{d(k_0 z)}$ - величина, пропорциональная плотности потока энергии вдоль оси z

[10]. Здесь $k_0 = \omega \sqrt{\epsilon_0 \mu_0}$ - постоянная распространения волны в свободном пространстве; $\epsilon' = \epsilon'_a / \epsilon_0$ и $\epsilon'' = \epsilon''_a / \epsilon_0$ - реальная и мнимая части относительной диэлектрической проницаемости, $\epsilon_0 = 10^{-9} / 36\pi$ (Ф/м).

Наиболее общим подходом к решению системы дифференциальных уравнений (3) является численное интегрирование при наложении соответствующих граничных условий [7, 9].

Рассмотрим нормальное падение плоской электромагнитной волны на многослойную структуру толщиной L . Волны на освещенной стороне структуры ($z < 0$) целесообразно представить в виде встречных падающей и отраженной волн:

$$E_{\text{хпад}} = E_{\text{пад}} \exp(-jk_0 \sqrt{\epsilon_L} z), \quad E_{\text{хотр}} = E_{\text{отр}} \exp(jk_0 \sqrt{\epsilon_L} z)$$

и в виде прошедшей волны за структурой ($z > L$):

$$E_{\text{хпрош}} = E_{\text{пр}} \exp(-jk_0 \sqrt{\epsilon_L} (z - L)),$$

ϵ_L - диэлектрическая проницаемость среды вне структуры.

В слоистой структуре ($0 \leq z \leq L$) решение представляется в виде единого выражения (2) без разложения на встречные волны. Так как за структурой имеется единственная уходящая волна, то решение граничной задачи целесообразно начать с неосвещенной стороны структуры ($z=L$). В этом случае она сводится к задаче Коши, т.е. к задаче с начальными условиями. Граничные (начальные) условия при $z=L$ получаются из условия непрерывности тангенциальных составляющих электрического и магнитного полей:

$$U(z=L) = E_{\text{пр}}, \quad Y(z=L) = 0, \quad P(z=L) = E_{\text{пр}}^2 \sqrt{\epsilon_L}.$$

Численное интегрирование системы (3) осуществляется методом Рунге-Кутты в направлении к освещенной границе структуры ($z=0$). В процессе интегрирования получается продольное распределение амплитуды поля $U(z)$ и плотности потока энергии $P(z)$ в структуре. Для слоев многослойной структуры граничные условия сводятся к непрерывности интегрируемых величин: $U(z)$, $Y(z)$ и $P(z)$ [11]. На освещенной границе ($z=0$) из условия непрерывности тангенциальных составляющих электрического и магнитного полей вычисляются коэффициент отражения:

$$r = \frac{E_{\text{отр}}}{E_{\text{пад}}} = \frac{U^2(0) \cdot \sqrt{\epsilon_L} - P(0) - jU(0) \cdot Y(0)}{U^2(0) \cdot \sqrt{\epsilon_L} + P(0) + jU(0) \cdot Y(0)}$$

и амплитуда падающего поля [12]:

$$E_{\text{пад}} = \left| \frac{U^2(0) \cdot \sqrt{\epsilon_L} + P(0) + jU(0) \cdot Y(0)}{2U(0) \cdot \sqrt{\epsilon_L}} \right|.$$

Исследования с помощью МЭВ проведены для модельных структур РБО и конкретных полупроводниковых структур РБО на подложке с учетом потерь. Условие четвертьволновости слоев РБО имеет место при:

$$\frac{\lambda_{\text{рез}}}{4} = d_n \sqrt{\epsilon_n} = d_v \sqrt{\epsilon_v},$$

где $\lambda_{\text{рез}}$ – резонансная длина оптической волны; ϵ_n и ϵ_v – диэлектрические проницаемости чередующихся четвертьволновых слоев ($\epsilon_n < \epsilon_v$); d_n и d_v – толщины слоев.

Исследованы четыре возможные конфигурации РБО с четным и нечетным числом четвертьволновых слоев различного чередования (рис.1). В качестве модельных структур рассмотрены РБО, состоящие из 9 пар чередующихся четвертьволновых слоев (рис. 1(1,2)), и РБО, состоящие из 9 пар четвертьволновых слоев и плюс одного четвертьволнового слоя (9,5 двухслоек) (рис.1(3,4)) с диэлектрическими проницаемостями $\epsilon_n = 4$ и $\epsilon_v = 6$. При этом контраст диэлектрической проницаемости составляет $\epsilon_v/\epsilon_n = 1,5$. Это типичное значение контраста для применяемых на практике полупроводниковых

слоев [5]. На рис. 1 приведены соответствующие значения коэффициентов отражения по интенсивности R на резонансной длине волны и представлены распределения амплитуды электрического поля $U(z)$ для каждой структуры. Поле оптической волны в структуре и вне ее имеет осциллирующий характер как результат интерференции падающей и отраженной волн.

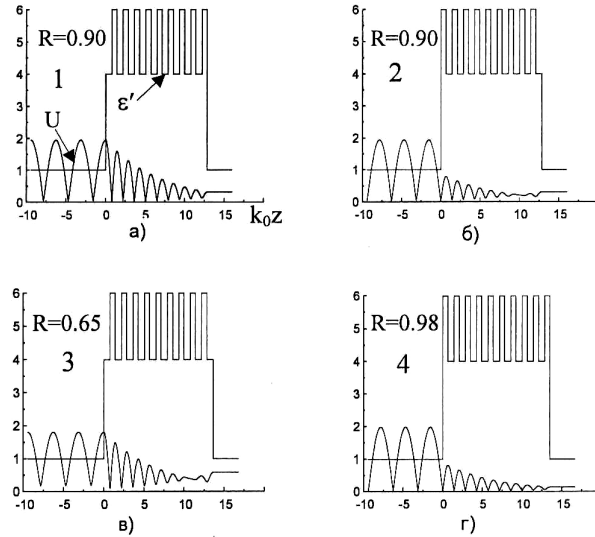


Рис.1. Распределение диэлектрической проницаемости ϵ' и амплитуды электрического поля $U(z)$ в структурах, состоящих из 9 двухслоек (а), (б) и 9.5 двухслоек (в), (г); R – коэффициент отражения по интенсивности. Амплитуда падающего поля зафиксирована: $E_{\text{пад}}=1$

Во всех рассматриваемых структурах наблюдается убывание огибающей осцилляций поля. Интересно отметить, что в зеркально-симметричных структурах 1 и 2, имеющих тот же коэффициент отражения R , наблюдается различие в высоте огибающей амплитуды поля в структурах. Как известно, энергия волны W , поглощенная в веществе, определяется следующей формулой [13]:

$$W = \omega \cdot \epsilon_0 \int_0^L \epsilon''(z) \cdot |E(z)|^2 dz.$$

Как следствие, поглощение оптической энергии в структуре будет определяться распределением амплитуды электрического поля в ней. В структурах 1 и 3 (рис. 1 а, в), где огибающая поля сравнительно высокая, будет иметь место сильное поглощение оптической энергии при наличии потерь в слоях. И наоборот, в структурах 2 и 4 (рис. 1 б, г) поглощение оптической энергии будет существенно меньше. В структурах 1 и 3, которые начинаются со слоя с меньшей диэлектрической проницаемостью, граница воздух – первый слой расположена в пучности амплитуды электрического поля

оптической волны, в то время как для структур 2 и 4 эта граница расположена в узле. Большая интенсивность поля волны на границе воздух – первый слой может привести к повреждению зеркала [14]. Из рассмотренных структур конфигурации 2 и 4, которые начинаются со слоя с большей диэлектрической проницаемостью, являются наиболее оптимальными с точки зрения высокого коэффициента отражения и распределения амплитуды электрического поля волны (поле в пределах структуры сравнительно ниже, и граница воздух – первый слой расположена в узле амплитуды поля). Именно поэтому структуры 2 и 4 рассматриваются как наиболее стабильные к большим интенсивностям оптической волны.

Зависимости коэффициентов отражения от числа четвертьволновых двухслоек для возможных чередований слоев (структуры 1 – 4 на рис.1) при отсутствии и наличии потерь в слоях ($\varepsilon'' = 0,1$) представлены на рис.2. Номера кривых на рис. 2 соответствуют номерам структур на рис. 1.

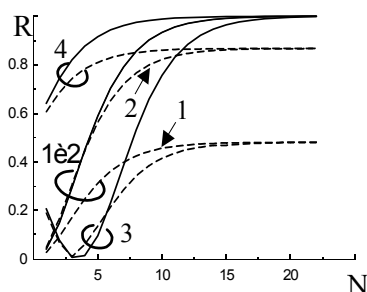


Рис.2. Эволюция коэффициентов отражения R зеркал от числа четвертьволновых двухслоек N без учета (сплошные линии) и с учетом (пунктирные линии) потерь в слоях структур

Наличие потерь в слоях привело к общему падению коэффициентов отражения всех рассматриваемых структур РБО. Однако влияние потерь минимально для оптимальных структур 2 и 4, начинающихся со слоя с большей диэлектрической проницаемостью. Структура 4 обеспечивает максимальное отражение при меньшем числе двухслоек.

Дальнейшее исследование оптических характеристик РБО проведено с учетом потерь в слоях конкретной полупроводниковой структуры, применяемой в вертикально-излучающих и поглощающих микрорезонаторных устройствах, работающих в диапазоне 850 нм. Исследованы четыре конфигурации РБО на подложке из GaAs ($\varepsilon = 12,83 - j0,53$) с возможным чередованием полупроводниковых четвертьволновых слоев из $\text{Al}_{0,15}\text{Ga}_{0,85}\text{As}$ ($\varepsilon = 12,25 - j0,2$) и AlAs ($\varepsilon = 8,7 - j0,1$) [5]. Структуры РБО на подложке с четным и нечетным числом четвертьволновых слоев различного чередования представлены на рис.3.

Закономерности, выявленные выше для модельных изолированных РБО, имеют место и в случае реальных полупроводниковых структур на поглощающей подложке. В структурах 1 и 3 (рис. 3 а, в) с высокой огибающей

амплитуды поля, как и следовало ожидать, наблюдается сильное поглощение оптической энергии в слоях и подложке. Здесь также как по степени отражения, так и по распределению поля оптимальными являются РБО, начинающиеся со слоя с высоким значением диэлектрической проницаемости.

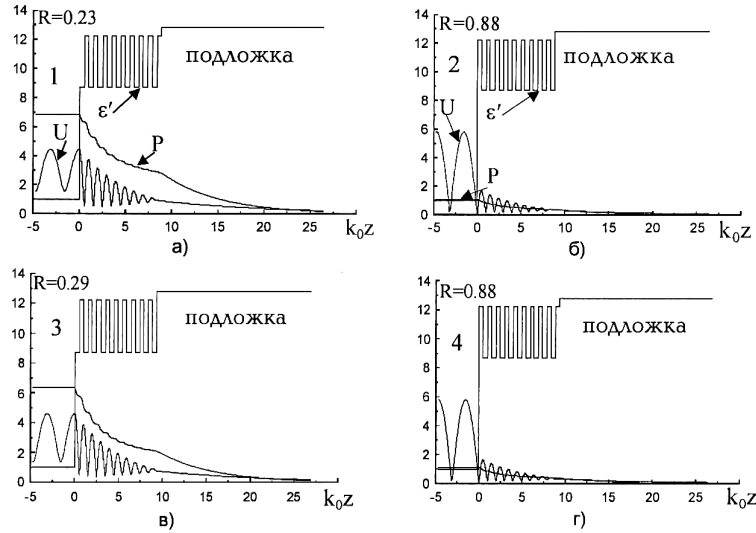


Рис. 3. Распределение диэлектрической проницаемости ϵ' , амплитуды электрического поля $U(z)$ и плотности потока энергии $P(z)$ в полупроводниковых структурах на подложке (GaAs), состоящих из 9 двухслоек (а), (б) и 9.5 двухслоек (в), (г) ($\text{Al}_{0.15}\text{Ga}_{0.85}\text{As}/\text{AlAs}$) с учетом оптических потерь в слоях и подложке;

R – коэффициент отражения по интенсивности. Амплитуда падающего поля зафиксирована: $E_{\text{пад}}=3$

Так как РБО обеспечивают высокое отражение не только на резонансной длине волны (850 нм), но и в определенном частотном диапазоне вокруг резонансной частоты, то представляет интерес исследование воздействия материального поглощения на спектральные характеристики РБО. Спектральные характеристики структур (рис. 3) при наличии и отсутствии потерь в слоях РБО представлены на рис.4. Наличие потерь приводит к общему падению коэффициентов отражения в пределах частотной полосы максимального отражения. В оптимальных структурах 2 и 4 (рис. 4 б, г) влияние потерь на спектральные характеристики сравнительно мало ввиду низкой огибающей амплитуды поля в структурах. В структурах с более высокой огибающей амплитуды поля воздействие потерь сравнительно больше. Наличие провала в спектре коэффициента отражения в пределах основной полосы частот в структурах 1 и 3 объясняется недостаточным отражением при данном числе двухслоек (рис.4 а,в).

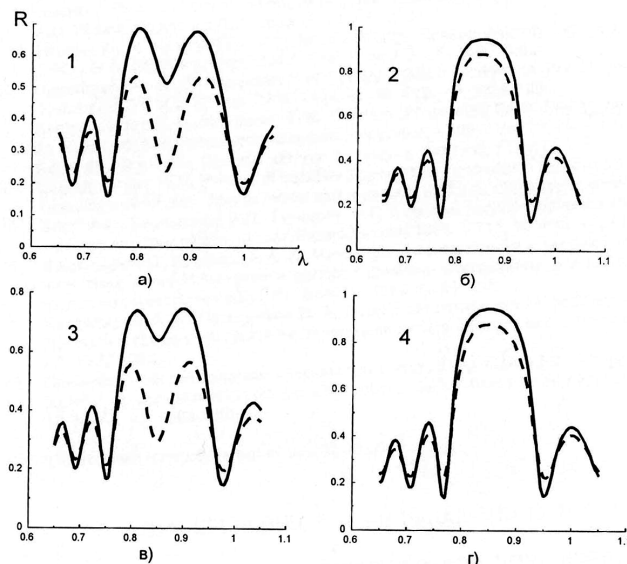


Рис. 4. Спектральные характеристики структур РБО, представленных на рис. 3, с учетом (пунктирные линии) и без учета (сплошные линии) потерь в слоях

Исследования показали, что оптимальными конфигурациями РБО с точки зрения оптических характеристик являются структуры, начинающиеся с четвертьволновых слоев с высоким значением диэлектрической проницаемости. Эти структуры обеспечивают максимальное отражение, амплитуда электрического поля оптической волны в них имеет сравнительно меньшее значение, освещенная граница воздух – первый слой расположена в узле электрического поля. Как следствие, в данных структурах поглощение оптической энергии меньше, и они сравнительно стабильнее к большим интенсивностям оптического излучения. Спектральные характеристики этих РБО менее чувствительны к воздействию потерь в слоях и подложке структур.

Проведенные исследования могут быть полезны при проектировании зеркал для вертикально-излучающих и поглощающих полупроводниковых устройств.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Iga K. Surface emitting laser – its birth and generation of new optoelectronics field // IEEE J. of STQE. - Nov. 2000. - Vol.6, № 6. – P. 1201-1215.
2. Choquette K. D. and Hou H. Q. Vertical-cavity surface emitting lasers: moving from research to manufacturing // In Proceedings of the IEEE. - Nov. 1997. - Vol. 85, № 11. - P. 1730–1739.
3. Schubert E. F., Hunt N. E. J., Roger J. M., Micovic M., and Miller D. L. Temperature and Modulation Characteristics of Resonant-Cavity Light-Emitting Diodes // Journal of Light. Tech. - July. 1996. - Vol. 14, № 7. - P. 1721 – 1729.

4. **Kneodl T.** Resonant cavity enhanced photodetectors based on VCSEL structures // Annual report.- 1999, Dept. of Optoelectronics / University of Ulm. - P. 38-41.
5. **Delbeke D. et al.** High-Efficiency Semiconductor Resonant-Cavity Light-Emitting Diodes // A Review IEEE J of STQE. - March/April 2002. - Vol. 8, № 2. - P. 189 - 206.
6. **Bienstman P. et al.** Comparison of Optical VCSEL Models on the Simulation of Oxide-Confined Devices // IEEE J of Q E. - Dec. 2001. - Vol. 37, № 12. - P. 1618-1631.
7. **Baghdasaryan H. V., Knyazyan T. M.** Problem of Plane EM Wave Self-action in Multilayer Structure: an Exact Solution // Optical and Quantum Electronics. - 1999. - Vol. 31, № 9/10. - P. 1059-1072.
8. **Борн М., Вольф Э.** Основы оптики. - М.: Наука, 1973. - 719 с.
9. **Baghdasaryan H. V.** Method of backward calculation // In Photonic Devices for Telecommunications: how to model and measure/ Editor G. Guekos. - Springer-Verlag, 1999. - P. 56-65.
10. **Басс Ф.Г., Вербицкий И.Л., Гуревич Ю.Г.** К теории распространения электромагнитных волн в нелинейных средах // Изв. вузов. Радиофизика. - 1968. - Т11, ¹ 11. - С.1480-1489.
11. **Багдасарян О. В., Дарьян А. В.** Метод фазовой плоскости в теории распространения электромагнитных волн // Излучение и распространение электромагн. волн: Межвуз. темат. сб. научн. трудов по радиотехнике / ЕрПИ.-Ереван, 1988.- С. 64 - 74.
12. **Багдасарян О. В., Пермяков В. А.** Ветвление режимов и эффект ограничения потока энергии ТЕ- волн в среде с ионизационной нелинейностью // Изв. вузов. Радиофизика. - 1978.- Т21, ¹ 9. - С. 1352-1362.
13. **Пюшнер Г.** Нагрев энергией сверхвысоких частот / Пер. с англ. - М.: Энергия, 1968.
14. **Apfel J. H.** Optical coating design with reduced electric field intensity // Applied optics. - July 1977. - Vol. 16, № 7. - P.1880-1885.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 02.03.2005.

Ռ. Ի. ՄԻՄՈՆՅԱՆ, Հ. Վ. ԲԱԴԴԱՍԱՐՅԱՆ, Թ. Մ. ԿՆՅԱԶՅԱՆ
ԲԱԾԽՎԱԾ ԲՐԵՂՑԱՆ ԱՆՆԴԱՆԱԴՐՈՒՄԻ ՕՊՏԻԿԱԿԱՆ ԲՆՈՒԹԱԳՐԵՐԻ ՀԵՏԱԶՈՏՈՒՄԸ՝ ՀԱԾԿԻ
ԱՌՆԵԼՈՎ ԿՈՐՈՒՍՏՆԵՐԸ ՇԵՐՏԵՐՈՒՄ

Դիտարկված են հարթակի վրա բաշխված բրեգման անդրադարձիչների (ԲԲԱ) օպտիկական մոդելները զույգ և կենտ թվով իրար հաջորդող քառորդալիքային կիսահաղորդչային շերտերով: Միասնական արտահայտության մեթոդով թվային հաշվարկի օգնությամբ հետազոտված են ԲԲԱ-ի անդրադարձման բնութագրերը՝ շերտերում կորուստների առկայության և բացակայության դեպքերում, բերված են էլեկտրական դաշտի ամպլիտուդի և ալիքի էներգիայի հոսքի խտության բաշխվածությունները այդ կառուցվածքներում: Ստացված արդյունքների հիման վրա առաջարկված է ԲԲԱ-ի օպտիմալ կառուցվածքը՝ միկրոռեզոնատորներում կիրառման համար:

R. I. SIMONYAN, H. V. BAGHDASARYAN, T. M. KNYAZYAN
ANALYSIS OF OPTICAL CHARACTERISTICS OF DISTRIBUTED BRAGG
REFLECTORS BY TAKING INTO ACCOUNT THE LOSSES IN THE LAYERS

The optical models of DBRs with even and odd number of alternating quarter-wavelength semiconductor layers on the substrate are considered. Reflective characteristics of DBRs with and without losses in the layers, as well as distributions of electric field amplitude and power flow density of wave along the structures are investigated by the method of single expression (MSE) through numerical calculation. Based on results obtained the optimal configuration of DBR is suggested for application in microresonator structures.

В.Г. АВЕТИСЯН

ПЕРЕДАЮЩИЕ ЛИНИИ ДИАПАЗОНА КОРОТКИХ МИЛЛИМЕТРОВЫХ ВОЛН С ПОДВИЖНЫМИ СОЧЛЕНЕНИЯМИ СВЕРХРАЗМЕРНЫХ ВОЛНОВОДОВ

Приводятся результаты экспериментального исследования нестабильности передаточных характеристик по фазе и по мощности низкочастотной модели линии передачи диапазона коротких миллиметровых волн (КММВ). Линия предназначена для использования в измерениях амплитудно-фазового распределения исследуемых электромагнитных полей на плоскости. Она состоит из отрезков сверхразмерных полых металлических волноводов, подвижных относительно друг друга, и в процессе измерений ее полная геометрическая длина остается неизменной.

Ключевые слова: сверхразмерные волноводы, короткие миллиметровые волны, низкочастотное моделирование.

В диапазоне сверхвысоких частот (СВЧ) для измерения амплитудно-фазового распределения (АФР) поля на какой-либо поверхности в качестве линии передачи сигнала от сканируемого приемного зонда к стационарной измерительной аппаратуре используется отрезок коаксиального кабеля. В процессе измерений изменения геометрической формы кабеля вдоль его длины являются источниками нестабильности передачи сигнала по амплитуде и по фазе. В результате в измерение АФР вносятся дополнительные ошибки, которые обычно составляют по фазе несколько градусов, а по амплитуде – десятки доли децибела. При таких же измерениях в диапазоне КММВ вместо коаксиального кабеля используется отрезок гибкого диэлектрического волновода. При этом погрешность измерения по фазе из-за такой замены может составлять более 10^0 [1]. Это обусловлено как изменением геометрии диэлектрического волновода в процессе измерений, так и низкой величиной развязки полей различных участков диэлектрического волновода, а также поля самого волновода от внешних полей.

В антенных измерениях по зоне раскрытия антенн [2] опять же восстанавливается АФР ближнего поля антенны, но сканируемый зонд может быть как приемным, так и излучающим. Выполнение таких измерений в диапазоне КММВ, при условии обеспечения достаточной стабильности передачи сигнала по фазе и мощности, сопрягается с возрастающими трудностями. Например, в [3], где зонд является только излучающим, его выходной сигнал с частотой около 500 ГГц формируется следующим образом. Линия передачи к сканируемому зонду состоит из вращающихся относительно друг друга сочленений отрезков коаксиальных кабелей, которые тщательно теплоизолированы и заключены в оболочку на основе SiO_2 с низким коэффициентом расширения. На вход такой линии подается сигнал с частотой около 5 ГГц, а на выходе линии стоит умножитель частоты с коэффициентом

умножения, равным 100. Выходной сигнал умножителя подается на вход излучающего сканируемого зонда. В результате среднеквадратичное отклонение фазовой передаточной характеристики такой линии на частоте 500 ГГц составляет 7^0 .

В [4] предложено устройство, где для стабильной передачи сигнала при сканировании либо приемного, либо излучающего зонда в раскрыве антенны применено иное решение. Передающая линия в этом случае предназначена для передачи сигнала непосредственно диапазона КММВ и построена на отрезках сверхразмерных полых металлических волноводов с подвижными сочленениями. Она работает на основной моде TE_{10} и содержит фильтры для поглощения высших паразитных мод. В процессе сканирования зонда (в виде открытого конца прямоугольного одномодового волновода диапазона КММВ) предложенная линия передачи сигнала диапазона КММВ синхронно работает со сканером так, что общая геометрическая длина остается неизменной. Это достигается применением двух сверхразмерных тромбонов, работающих поочередно при сканировании зонда вдоль координат X и Y по плоскости измерений. При перемещении зонда вдоль одной из координат на расстояние L колено соответствующего тромбона одновременно перемещается на расстояние $L/2$ в таком направлении, чтобы скомпенсировать изменение геометрической длины передающей линии, сохраняя таким образом неизменной длину линии. Проблема обеспечения точности компенсации изменения длины решается применением соответствующих механизмов, изложенных в [4,5].

С точки зрения нестабильности передачи сигнала по предложенной линии, одним из наиболее ответственных узлов является подвижное сочленение сверхразмерных волноводов, конструкция которого представлена на рис.1.

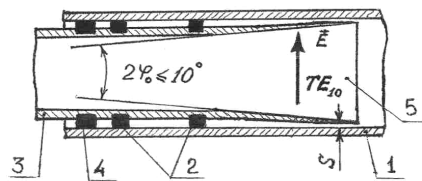


Рис.1: 1 - внешний сверхразмерный волновод, 2 - фторопластовые прокладки, 3 - внутренний сверхразмерный волновод, 4 - поглотитель, 5 - рупорное окончание внутреннего волновода

Подвижное сочленение является сочленением двух электрически разомкнутых по постоянному току сверхразмерных волноводов 1 и 3, способных перемещаться друг относительно друга в направлении продольной оси волноводов. Соосность волноводов при их взаимном перемещении обеспечивают прокладки 2 из односторонне фольгированного фторопласта, которые напаяны фольгированной стороной по внешнему периметру сечения внутреннего волновода. За прокладками следует наклеенный также по

периметру поглотитель 4 электромагнитной энергии, который экранирует поле в волноводе от внешнего поля и поглощает волны, возбужденные на нерегулярности сочленения и проникающие в пространство между внутренней 1 и внешней 3 поверхностью волновода. Прокладки 2 также способствуют стабильности электрических и механических параметров сочленения в процессе взаимного перемещения волноводов 1 и 3. Для снижения уровня возбуждаемых паразитных мод в сочленении конец внутреннего волновода имеет рупорное окончание с малым углом раскрыва $2\varphi_0 \leq 10^\circ$, а зазор S между стенкой рупорного окончания 5 и внутренней стенкой внешнего волновода 1 составляет величину $S \leq 0,1\lambda$ (λ - длина рабочей волны).

Для экспериментальной проверки описанной выше линии передачи, с целью использования ее в диапазоне КММВ, была изготовлена низкочастотная модель макета линии с одним тромбоном в соответствии с принципом электродинамического подобия [6]. Измерения на модели проводились на частоте $f_1 = 33 \text{ ГГц}$ ($\lambda_1 = 9,1 \text{ мм}$). В модели размеры составляли: внутренний волновод - $a \cdot b = 48 \cdot 24 \text{ мм}^2$, внешний волновод - $56 \cdot 32 \text{ мм}^2$, $S = 0,4 \text{ мм}$ ($S/\lambda_1 \approx 0,04 < 0,1$). Электрический вектор рабочей моды TE_{10} перпендикулярен широким стенкам волноводов, относительные размеры которых a/λ_1 равны соответственно 5,3 и 6,2, а параметры квазиоптического приближения $2\pi a/\lambda_1$ - 33 и 39. Согласно теории моделирования [6], результаты, полученные при измерениях на такой модели, будут почти совпадать с результатами измерений на образце такой линии при частоте измерений $f_2 = 330 \text{ ГГц}$ ($\lambda_2 \approx 0,91 \text{ мм}$), если в линии - образце размеры элементов, составляющих электродинамическую систему образца, уменьшены в $f_2/f_1 = 10$ раз, и при условии бесконечной проводимости стенок волноводов диэлектрические и магнитные проницаемости тел и среды в случае модели равны соответственным проницаемостям тел и среды в случае испытания образца. Таким образом, в линии - образце должны иметь $S = 0,04 \text{ мм}$, сечение внутреннего волновода - $4,8 \cdot 2,4 \text{ мм}^2$, а сечение внешнего волновода - $5,6 \cdot 3,2 \text{ мм}^2$. На рис.2 изображена блок-схема измерения низкочастотной модели линии передачи с одним тромбоном.

Входное сечение возбудителя моды TE_{10} - $7,2 \cdot 3,4 \text{ мм}^2$, длина возбудителя - 300 мм. Пятипластинчатые фильтры 10 подобны фильтрам, описанным в [7]. Для подавления близких паразитных мод TE_{20} и TE_{30} , которые почти не подавляются в пятипластинчатых фильтрах из-за взаимной перпендикулярности плоскости пластин и векторов электрического поля этих мод, сконструирован комбинированный фильтр 8. При этом добавлены две слюдяные пластины, также напыленные нихромом. Однако плоскости этих пластин параллельны вектору $\vec{E}$ основной моды и находились на расстоянии $a/12 \approx 4 \text{ мм}$ от ближайших узких стенок волновода.

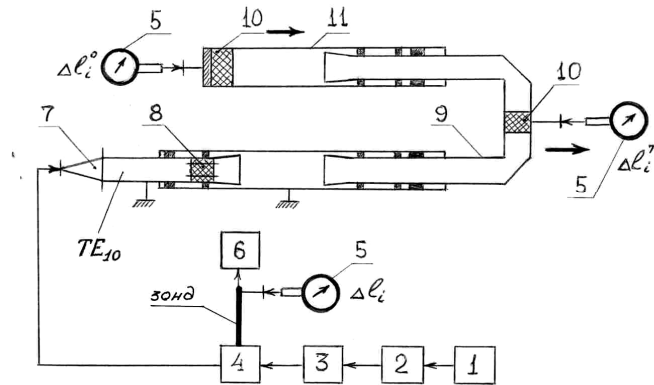


Рис.2: 1 – генератор Г4-156, 2 – вентиль, 3 – аттенуатор ДЗ - 36А, 4 – измерительная линия Р1-12, 5 – индикаторы перемещений, 6 – микровольтметр В6 - 9, 7 – пирамидальный возбуждатель рабочей моды TE_{10} , 8 – комбинированный фильтр, 9 – колено тромбона, 10 – пятипластинчатый фильтр, 11 – короткозамкнутый оконечный волновод

Были выполнены три серии измерений. Во всех сериях производились измерения уровней (в децибелах) минимума $A_i^{\min}(\text{дБ})$ и максимума $A_i^{\max}(\text{дБ})$ стоячей волны в измерительной линии 4, а также смещение Δl_i минимума стоячей волны. В первой серии производились измерения вышеотмеченных величин при перемещении короткозамкнутого оконечного волновода 11 на $\Delta l^0 = 40 \text{ мм}$ с шагом $\Delta l_i^0 = 0,2 \text{ мм}$ при неизменном положении колена 9 тромбона; во второй серии – при перемещении $\Delta l^T = 20 \text{ мм}$ колена 9 тромбона с шагом $\Delta l_i^T = 0,2 \text{ мм}$ при неизменном положении оконечного волновода 11; в третьей серии – при перемещении оконечного волновода 11 на $\Delta l^0 \approx 80 \text{ мм}$ с шагом $\Delta l_i^0 = 1 \text{ мм}$ и компенсации изменения длины тракта на каждом шаге Δl_i^0 с помощью перемещения колена 9 тромбона с шагом $\Delta l_i^T = \Delta l_i^0 / 2 = 0,5 \text{ мм}$. Отметим, что длина тракта равнялась приблизительно 2 м. Разброс значений $A_i^{\max}(\text{дБ})$ составлял менее 0,5 дБ и в третьей серии измерений лежал в пределах 32,1...32,5 дБ. Разброс значений $A_i^{\min}(\text{дБ})$ был более значителен. График $A_i^{\min}(\text{дБ})$ при третьей серии измерений представлен на рис.3.

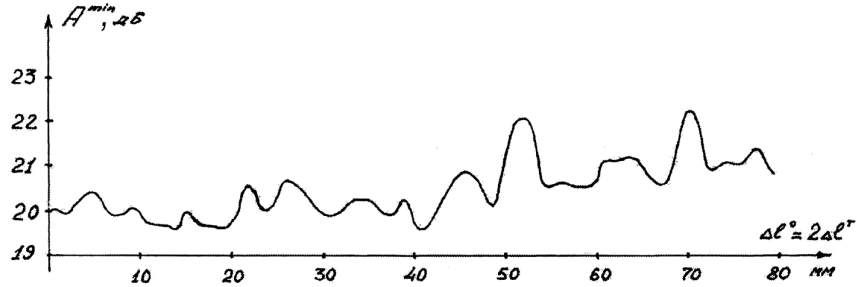


Рис.3

Для каждого шага перемещения Δl_i^0 и соответствующей компенсации изменения длины тракта вычислялись коэффициенты K_i стоячей волны в измерительной линии и величины η_i потерь тракта, которые включают также потери на преобразование. Расчет этих величин выполнялся по соотношениям [8]

$$K_i = 10^{\frac{A_i^{\max} - A_i^{\min}}{20}}, \quad (1)$$

$$\eta_i = 10 \lg \frac{K_i - 1}{K_i + 1}. \quad (2)$$

Разброс значений η_i определяет нестабильность коэффициента передачи по мощности $\Delta \eta_H$ исследуемого подвижного тракта при его неизменной геометрической длине. При средней величине потерь тракта в 2,44 дБ нестабильность $\Delta \eta_H$ не превышала $\pm 0,5$ дБ. Большое затухание в тракте при его длине в 2 м объясняется наличием комбинированного фильтра, частично поглощающего также и основную моду TE_{10} .

Нестабильность фазовой передаточной характеристики определялась следующим образом. При описанной выше процедуре измерений с компенсацией изменения геометрической длины тракта каждому измеренному значению смещения Δl_i выбранного минимума стоячей волны в измерительной линии 4, регистрируемого зондом и микровольтметром 6 измерительной линии, сопоставлялся фазовый набег $\Delta \varphi_i = 2\beta_0 \Delta l_i = 4\pi \Delta l_i / \Lambda_{BO}$ (Λ_{BO} - длина волны в одномодовом волноводе измерительной линии). Разброс значений $\Delta \varphi_i$ определяет нестабильность коэффициента передачи по фазе $\Delta \varphi_H$. При цене деления индикатора перемещения в 0,01 мм смещение Δl_i от исходного положения (в одну или другую сторону) определяется количеством делений σ_i смещения стрелки

индикатора часового типа как $\Delta l_i = 0,01\sigma_i$ (мм). При сечении волновода измерительной линии $7,2 \cdot 3,4$ мм² и частоте измерений $f_i = 33$ ГГц имеем $\Lambda_{BO} = 11,722$ мм и $\Delta\varphi_i = 4\pi \times 0,01\sigma_i / \Lambda_{BO} = 0,614^0 \sigma_i$ со знаком “плюс” или “минус” в зависимости от знака σ_i . График σ_i при третьей серии измерений представлен на рис.4.

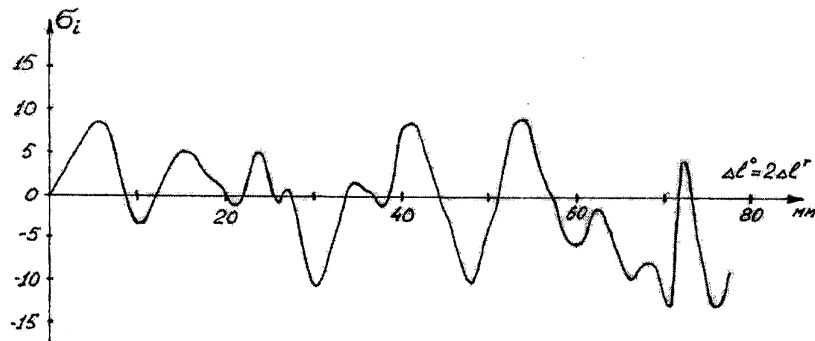


Рис.4

Разброс значений σ_i лежит в интервале приблизительно от -14 до +8, т.е. 22 деления, что соответствует нестабильности по фазе $\Delta\varphi_H \approx \pm 7^0$.

Измерения по оценке погрешностей, вносимых при определении $\Delta\varphi_H$ и $\Delta\eta_H$, обусловленных непостоянством связи зонда измерительной линии с полем в линии при различных положениях зонда, а также вносимых собственным коэффициентом отражения измерительной линии, были выполнены согласно методике, изложенной в [9]. Вносимая погрешность по фазе составляет $\pm 2,5^0$, по мощности $\pm 0,1$ дБ. Погрешность по фазе, вносимая нестабильностью генератора по частоте, при длине тракта около 2 м и частотной нестабильности генератора около 10^{-5} составляет $\pm 1,5^0$.

Приведенные результаты подтверждают перспективность применения предложенной линии передачи в диапазоне КММВ.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Измерения на миллиметровых и субмиллиметровых волнах / Под ред. **Р.А. Валитова и Б.И. Макаренко**. - М.: Радио и связь, 1984. - 295 с.
1. **Herouni P.M.** History of NF-FF and holography in the USSR // Trans. of XIV ESA Symp. on Antenna Measurements, ESTES, Netherlands, 1991. - P. 5-18.
 2. **Slater D.** A 550 GHz near-field antenna measurement system for the NASA submillimeter wave astronomy satellite // Antenna Measurement Techniques Association Conference. - October 3-7, 1994.

3. Патент No 2017164, Российская Федерация, МКИ G01R 29/08. Устройство для измерения распределения поля в раскрыве антенны / **В.Г. Аветисян** (РА) . Приоритет изобретения 30.04.91. Опубл. 30.07.94. Бюл. No 14. – 7 с.
4. Патент No 1012, Республика Армения, МКИ G01R 29/08. Устройство для измерения распределения поля в раскрыве антенны / **В.Г. Аветисян** (РА). Приоритет изобретения 29.08.2000. Опубл. 17.09.2001. Бюл. No 3. – 11 с.
5. **Sinebair G.** Theory of models of electromagnetic systems // Proc. of the IRE. – 1948. - V. 36, No11.
6. **Anderson T.N.** State of the waveguide art // Microwave Journal. – December, 1982. – P. 22-48.
7. **Ваганов Р.Б., Матвеев Р.Ф., Мериакри В.В.** Многоволновые волноводы со случайными нерегулярностями. - М.: Сов. радио, 1972. – 231 с.
8. **Стариков В.Д.** Методы измерения на СВЧ с применением измерительных линий. - М.: Сов.радио,1972. – 202 с.

ЗАО “РАО МАРС”. Материал поступил в редакцию 22.06.2004.

Վ.Հ. ԱՎԵՏԻՍՅԱՆ

ԳԵՐՉԱՓ ԱԼԻՔՍԱՐՆԵՐԻ ՇԱՐԺԱԿԱՆ ՄԻԱԿՑՈՒՄՆԵՐՈՎ ԿԱՐՃ ՄԻԼԻՄԵՏՐԱՆՈՑ ԱԼԻՔՆԵՐԻ ՏԻՐՈՒՅԹԻ ՓՈԽԱՆՑՄԱՆ ԳԾԵՐ

Բերվում են կարճ միլիմետրանոց ալիքների տիրույթի փոխանցման գծի ցածրհաճախականային մոդելի փուլով և հզորությամբ փոխանցման բնութագրերի անկայունության փորձարարական հետազոտության արդյունքները: Գիծը նախատեսված է հարթության վրա հետազոտվող էլեկտրամագնիսական դաշտերի ամպլիտուդա-փուլային բաշխվածության չափումներում օգտագործելու համար: Այն բաղկացած է գերչափ սնամեջ մետաղական ալիքատարների հատվածներից, որոնք միմյանց նկատմամբ շարժական են, սակայն չափման ընթացքում գծի ամբողջական երկրաչափական երկարությունը մնում է անփոփոխ:

V.H. AVETISSYAN

THE SHORT MILLIMETER WAVEBAND TRANSMISSION LINES WITH MOBILE JOINTS OF SUPERDIMENSIONAL WAVEGUIDES

The experimental investigation results of transmission characteristic instabilities in phase and in power of low-frequency model in short millimeter waveband transmission lines are presented. The line is intended for using at amplitude-phase distribution measurements for investigating electromagnetic fields over a plane. It consists of superdimensional hollow metallic waveguide pieces, which are mobile relative to each other, however, a total geometrical path length of the line is invariable in a measurement process.

А.А. ТЕРЗЯН, Г.С. СУКИАСЯН, А.Е. ПАРОНИКЯН

ОБ ОПТИМИЗАЦИИ СЕТКИ ДЛЯ РАСЧЕТА МАГНИТНЫХ ПОЛЕЙ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Дано строгое математическое определение таким применяемым в численных расчетах магнитного поля понятиям, как оптимальная сетка и оптимальный алгоритм композиции сеточных узлов. Для решения полевых задач методом конечных элементов предложен и реализован подход к автоматическому построению сетки дискретизации, аппроксимирующей оптимальную сетку.

Ключевые слова: электромагнитное поле, метод конечных элементов, динамическая декомпозиция элементов дискретизации.

1. Введение. При численном решении краевых задач методом конечных элементов важным этапом является выбор сетки дискретизации исследуемой области. В работе [1] оптимальная сетка строится при помощи конформного отображения регулярной квадратной сетки. В ней ограничиваются изучением двумерных эллиптических уравнений второго порядка с малым параметром при старших производных и несложной геометрией, что дает возможность нахождения аналитического вида соответствующего конформного отображения. В нелинейных полевых задачах со сложной геометрией найти аналитический вид оптимальной сетки практически невозможно, и потому приходится приближаться к оптимальной сетке путем последовательной декомпозиции сеточных узлов. В работе [2] был предложен интуитивный алгоритм динамической декомпозиции конечноэлементной сетки дискретизации исследуемой области, основанный на добавлении узлов в элементах с наибольшей суммарной невязкой в их трех вершинах.

В настоящей работе дано строгое математическое определение понятиям "оптимальная сетка" и "оптимальный алгоритм композиции сеточных узлов" на основе непрерывного отображения регулярной треугольной сетки. Для решения полевых задач методом конечных элементов предложен и реализован подход к автоматическому построению сетки дискретизации, аппроксимирующей оптимальную сетку. Предложенный подход основан на последовательной композиции (или декомпозиции) сеточных узлов и элементов в ходе решения краевой задачи в зависимости от поведения получаемых суммарных невязок на двух вершинах отрезков.

Метод апробирован путем реализации компьютерной программы автоматического построения оптимальной сетки для расчета плоских магнитных полей при помощи треугольных конечных элементов.

2. Топологическая формулировка задачи расчета магнитного поля. Рассмотрим на плоскости P магнитное поле, созданное электрическим током, причем токнесущую область полагаем одноточечной. Обозначим через F

совокупность факторов, влияющих на магнитное поле (геометрия ферромагнетиков, их кривая намагничивания, значения токов и т.д.). Задачу нахождения поля при наличии факторов F обозначим через Z_F . Решить задачу Z_F означает - определить распределение векторного магнитного потенциала A на всей плоскости P . Соответствующую эквипотенциальную линию уровня A_k обозначим через $L(F, A_k)$.

Векторный магнитный потенциал A удовлетворяет уравнению Максвелла в среде, поэтому он обязан быть дважды непрерывно дифференцируемым во всех точках плоскости. Следовательно, эквипотенциальные линии $L(F, A_k)$ суть непрерывные замкнутые гладкие кривые. Гладкость понимается в смысле существования криволинейного интеграла $\oint_{L(F, A_k)} dl$,

где dl - элемент длины дуги.

Пусть Z_0 - задача нахождения магнитного поля на плоскости P_0 , в которой отсутствуют ферромагнетики. Очевидно, для этой задачи эквипотенциальные линии $L(0, A_k)$ суть концентрические окружности радиуса r_k с центром в токонесущей области.

С точки зрения математической топологии, линии $L(F, A_k)$ и $L(0, A_k)$ эквивалентны (с точностью до преобразования деформации). Поэтому имеет место следующее утверждение.

Теорема 1. Для каждой задачи Z_F существует отображение $f_F: P \rightarrow P_0$, т.е. плоскости P в плоскость P_0 , такое, что для всех уровней A_k эквипотенциальные линии $L(F, A_k)$ переходят в концентрические окружности, т.е. $f_F (L(F, A_k)) = L(0, A_k)$. Это отображение является взаимно-однозначным и непрерывным.

Доказательство. Пусть задача Z_F решена и в произвольной точке X плоскости P известно значение потенциала A_k . Точке X поставим в соответствие точку $f_F(X)$ на окружности $L(0, A_k)$ радиуса r_k . На эквипотенциальной линии $L(F, A_k)$ выберем начало отсчета O_k . Угловую координату вычислим по выражению $\varphi = 2\pi \int_{O_k}^X dl / \oint_{L(F, A_k)} dl$. Тогда

искомый образ $f_F(X)$ есть точка с полярными координатами (r_k, φ) . Непрерывность отображения следует из возможности выбора начала отсчета на разных эквипотенциальных линиях непрерывным образом.

Зная отображение f_F , можно найти распределение магнитного потенциала, и наоборот. Решение полевой задачи Z_F эквивалентно нахождению отображения f_F .

3. Численный расчет магнитного поля методом конечных элементов. Постоянное магнитное поле, созданное электрическим током, подчиняется уравнению

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(v \frac{\partial A}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(v \frac{\partial A}{\partial y} \right) = \delta,$$

где δ - плотность тока; v - величина, обратная магнитной проницаемости.

Численный расчет двумерного магнитного поля методом конечных элементов сводится к решению системы уравнений

$$\sum_e \left(v_e \sum_{i=1}^K A_i \beta_{ij}^e - \frac{\delta \Delta}{3} \right) = 0, \quad j=1,2,\dots,N, \quad (1)$$

где A_i - значение потенциала A в узле i ; v_e - значение (внутри элемента e ; δ_e - значение δ внутри элемента e ; β_{ij} - коэффициент взаимодействия вершин i и j ; N - число некраевых узлов.

В (1) внешнее суммирование осуществляется по всем элементам e , содержащим узел j , а внутреннее суммирование - по всем узлам i , содержащимся в элементе e (K - число таких узлов).

В случае сетки из плоских треугольных элементов коэффициент β_{ij} по вершинам i, j , m треугольника e имеет следующий вид (здесь $K=3$):

$$\begin{cases} \beta_{ii}^e = \frac{1}{4\Delta} [(y_j - y_m)^2 + (x_j - x_m)^2], \\ \beta_{ij}^e = \frac{1}{4\Delta} [(y_j - y_m)(y_m - y_i) + (x_j - x_m)(x_m - x_i)], \end{cases} \quad (2)$$

где (x_i, y_i) - декартовы координаты узла i ; Δ - площадь треугольника.

Заметим, что для каждого узла j в (1) принимают участие только непосредственные соседи узла j . Таким образом, получается система уравнений с неизвестными A_i , причем количество уравнений равно количеству неизвестных, т.е. количеству некраевых узлов.

4. Оптимальные сетки. При построении сетки конечных элементов следует учитывать два условия:

а) внутри элемента физическая среда должна быть однородной, т.е. границы раздела сред должны быть границами раздела элементов;

б) вершины элементов должны быть как можно ближе друг к другу, чтобы их участие в (1) и (2) в качестве "соседних узлов" было обоснованным. Дадим строгое математическое обоснование условию "б" на основе введенного выше отображения f_F . Так как на плоскости P_0 задача Z_0 является тривиальной, то многие понятия легко определяются для задачи Z_0 . Затем эти понятия с помощью отображения f_F переносятся на задачу Z_F .

Так, например, из соображений симметрии следует, что для задачи Z_0 оптимальной является регулярная сетка S_0 из плоских равносторонних треугольников (пчелиные соты). Заметим, что при отображении f_F тройка точек на плоскости P переходит в тройку точек на плоскости P_0 . Следовательно, треугольник переходит в треугольник, а сетка из треугольных элементов переходит опять же в сетку из треугольников.

Определение 1. Сетка из треугольных элементов S называется оптимальной для данной полевой задачи Z_F , если при отображении f_F она переходит в регулярную сетку S_0 из равносторонних треугольников:

$$f_F(S) = S_0.$$

Для введения в множестве возможных сеток понятия “лучше” (“хуже”) нам нужно ввести в плоскости P метрику (неевклидово расстояние), зависящую от ферромагнетиков F . Обычное евклидово расстояние между точками x и y плоскости P_0 обозначим через $e(x, y)$.

Определение 2. Расстоянием, индуцированным полевой задачей Z_F , называется функция двух точек $R_F(x, y)$, равная евклидовому расстоянию их образов при отображении f_F :

$$R_F(x, y) = e(f_F(x), f_F(y)), \quad x, y \in P.$$

Напомним, что функция двух точек $R(x, y)$ определяет расстояние, если удовлетворяет следующим трем условиям:

- 1) $R(x, y) > 0$, если $x \neq y$;
- 2) $R(x, x) = 0$;
- 3) $R(x, y) + R(y, z) > R(x, z)$ (неравенство треугольника).

Теорема 2. Для каждой задачи Z_F функция R_F определяет расстояние на деформированной плоскости.

- 4) **Доказательство** следует из того, что евклидово расстояние удовлетворяет условиям 1 – 3. Например, для неравенства треугольника имеем

$$R(x, y) + R(y, z) = e(f_F(x), f_F(y)) + e(f_F(y), f_F(z)) \geq e(f_F(x), f_F(z)) = R(x, z).$$

Заметим, что в метрике расстояния R_F эквипотенциальные линии $L(F, A_k)$ суть концентрические окружности.

Следствие. Решение полевой задачи Z_F эквивалентно нахождению расстояния R_F .

Для данной сетки S и задачи Z_F обозначим

$$M = \max R_F(x, y), \quad m = \min R_F(x, y),$$

где максимум и минимум берутся по всем парам соседних узлов сетки S .

Определение 3. Индексом сетки S из треугольных элементов для данной полевой задачи Z_F называется число $(M - m)/M$.

Отметим, что расстояние R_F , а значит, и индекс сетки зависят от ферромагнитных факторов F , так что одна и та же сетка может иметь разный индекс для разных задач. Индекс показывает удаленность сетки от оптимальной: чем меньше индекс, тем “лучше”.

Следствие. Оптимальная сетка (и только она) всегда имеет нулевой индекс.

5. Композиция и декомпозиция сетки. С целью уменьшения индекса сетки предлагается менять количество узлов по ходу решения задачи. При этом желательно добавлять узлы так, чтобы два наиболее удаленных друг от друга соседних узла перестали бы быть соседними.

Определение 4. Алгоритм композиции сеточных узлов назовем оптимальным, если новый узел добавляется между двумя наиболее удаленными друг от друга (в метрике расстояния R_F) соседними узлами. Оптимальный алгоритм композиции сеточных узлов обязательно приводит к уменьшению индекса сетки.

Заметим, что для построения оптимального алгоритма композиции сеточных узлов не нужно знать все значения функции R_f (что эквивалентно решению всей полевой задачи), достаточно знать поведение функции расстояния лишь для пар близких точек. А для последних сложную функцию R_f можно аппроксимировать более простыми функциями, пренебрегая влиянием далеких факторов.

Неудачные алгоритмы автоматической композиции сеточных узлов приводят к деформации сетки и расходимости соответствующего процесса итераций численного решения полевой задачи. Следовательно, с помощью численных экспериментов можно судить, насколько удачна аппроксимация функции расстояния.

Мы предполагали в нижеописанных экспериментах, что функция расстояния для пар x, y близких точек зависит лишь от трех переменных: евклидова расстояния между ними $e(x, y)$, суммарной невязки ε в точках x и y , а также коэффициента k , зависящего от признака среды, оцениваемого эмпирическим путем:

$$R(x, y) = R(e, \varepsilon, k).$$

6. Численный эксперимент. Предложенный алгоритм динамической декомпозиции (последовательного улучшения) сетки реализован и апробирован на задаче численного определения магнитного поля в области, представленной на рис. 1.

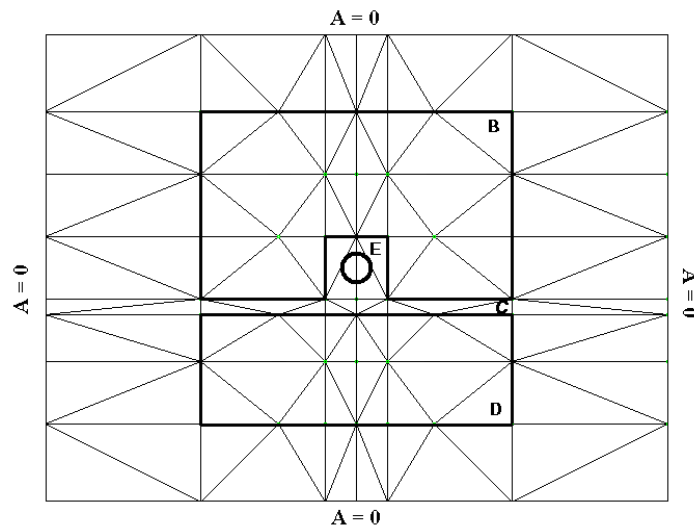


Рис. 1. Исследуемое электромагнитное устройство с заданными граничными условиями и начальной сеткой дискретизации

На рисунке показано электромагнитное устройство с ферромагнитными участками B и D, разделенными воздушным зазором C. Устройство содержит обмотку E, обтекаемую током. Для решения задачи рассмотрена конечная область, на границах которой приняты нулевые значения потенциалов ($A=0$).

Здесь же показана начальная весьма грубая сетка дискретизации, которая в ходе решения задачи подвергается динамической декомпозиции по предложенному алгоритму. Эффективность работы алгоритма в сильной степени зависит от выбора функции $R(x,y)$. В проведенном эксперименте в качестве функции $R(x,y)$ принято следующее выражение:

$$R(x,y) = k\varepsilon e^2.$$

Большое влияние на формирование оптимальной сетки оказывает выбор численного значения k . Так, в случае

$$k = \begin{cases} 1 & \text{в воздухе} \\ 2 & \text{в ферромагнетике,} \\ 1,5 & \text{на границе сред.} \end{cases}$$

в отмеченных кружками областях рис.2 образуются тупоугольные треугольники, что приводит к расходимости процесса решения задачи (рис.3).

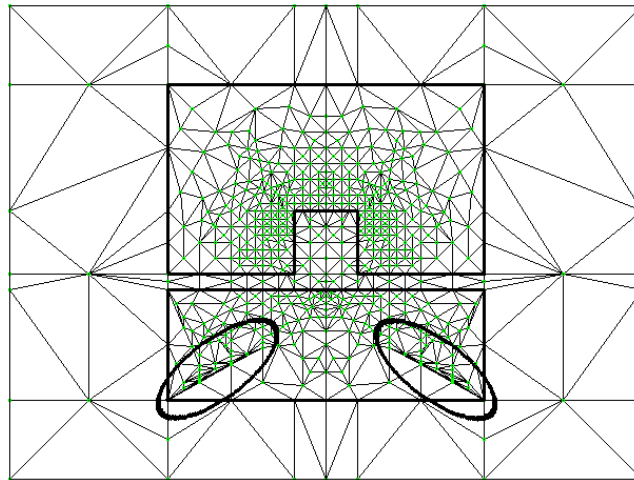


Рис. 2. Пример неудачного выбора коэффициента k

На рис.3 показано поведение максимальной невязки в зависимости от количества итераций.

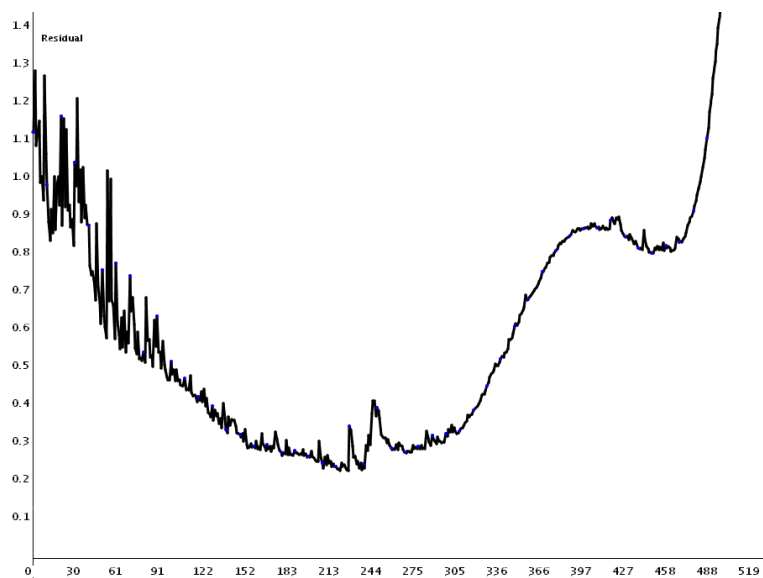


Рис. 3. Расхождение процесса решения при неудачном выборе коэффициента k

Наилучшая сетка (рис. 4) в эксперименте получена в случае

$$k = \begin{cases} 1 & \text{в воздухе,} \\ 2 & \text{в ферромагнетике,} \\ 4 & \text{на границе сред.} \end{cases}$$

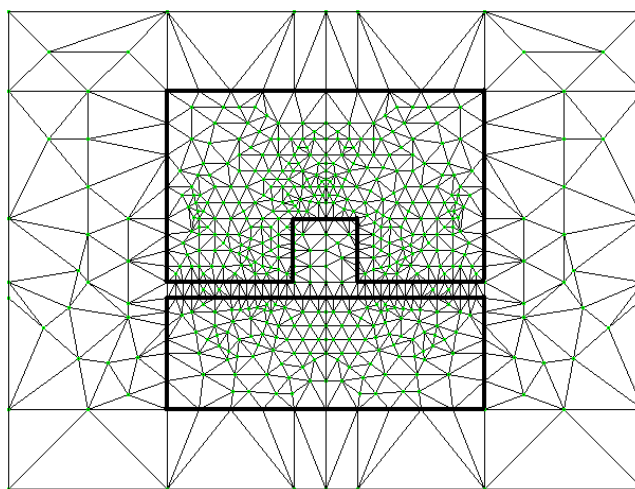


Рис. 4. Наилучшая сетка для данной задачи

На рис.5 показан процесс сходимости решения задачи с динамической декомпозицией сетки с данным значением k (кривая 1). На том же рисунке показан процесс сходимости решения (кривая 2) той же задачи с конечной (рис. 4) фиксированной сеткой.

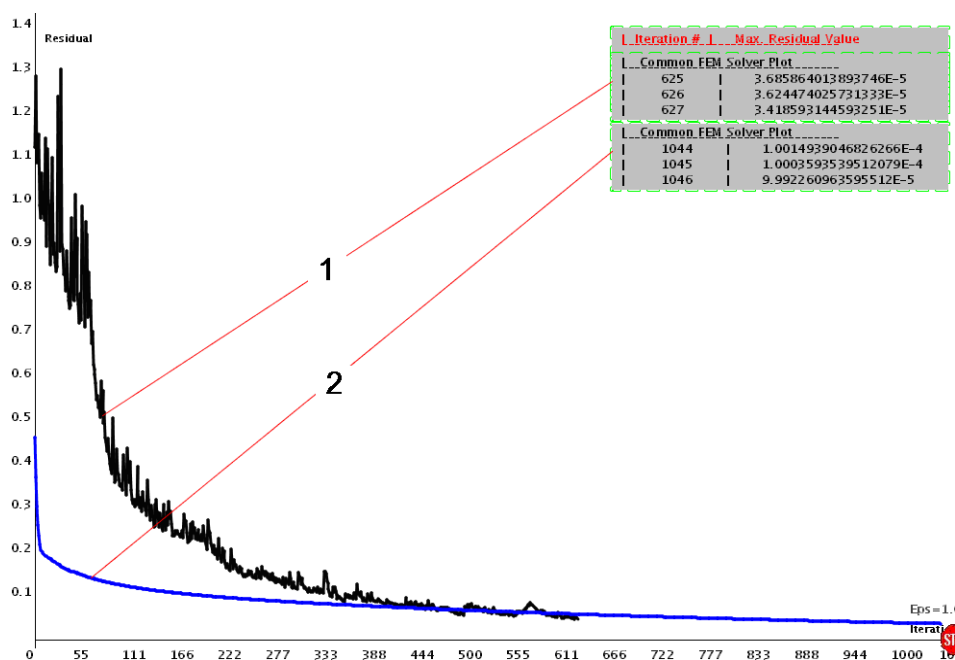


Рис. 5. Процесс сходимости решения задачи с динамической декомпозицией сетки с удачно выбранным значением коэффициента k

Как видно из рис.5, динамическая декомпозиция по предложенному алгоритму приводит к решению задачи за 627 итераций, а при фиксированной сетке задача решается за 1046 итераций.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Иваненко С. А.** Адаптивные криволинейные сетки в методе конечных элементов // Журнал вычислительной математики и математической физики. – 1995. – Т. 35, ¹ 11. – С. 1334–1355.
2. **Терзян А.А., Сукиасян Г.С., Пароникян А.Е.** О расчете магнитных полей методом конечных элементов с динамической композицией элементов дискретизации // Известия НАН РА и ГИУА. Сер. ТН. – 2005. – Т. 58, N2. – С. 332-339.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 17.07.2005.

Հ.Ա. ԹԵՐԶՅԱՆ, Հ.Ս. ՍՈՒՔԻԱՍՅԱՆ, Ա.Ե. ՊԱՐՈՆԻԿՅԱՆ

**ՎԵՐՋԱՎՈՐ ՏԱՐՐԵՐԻ ՄԵԹՈԴՈՎ ՄԱԳՆԻՄԱԿԱՆ ԴԱՇՏԵՐԻ ՀԱՇՎԱՐԿԻ ՑԱՆՑԻ
ՕՊՏԻՄԱԼԱՑՄԱՆ ՄԱՍԻՆ**

Տրված է մագնիսական դաշտերի հաշվարկներում կիրառվող այնպիսի հասկացությունների, հստակ մաթեմատիկական ձևակերպում, ինչպիսիք են «օպտիմալ ցանցը» և «ցանցային հանգույցների կոմպոզիցիայի օպտիմալ ալգորիթմը»: Վերջավոր տարրերի մեթոդով էլեկտրամագնիսական դաշտային խնդիրների լուծման համար առաջարկված և իրականացված է օպտիմալ ցանցը ապրոքսիմացնող ընդհատավորման ցանցի ավտոմատ կառուցման մոտեցում:

H.A. TERZIAN, H.S. SUKIASYAN, A.E. PARONIKYAN

ON OPTIMIZATION OF THE FINITE-ELEMENT MESH FOR SOLUTION OF MAGNETIC FIELD PROBLEMS

A rigorous mathematical description is given to those well-known concepts in the area of computational investigation of magnetic fields, such as "optimal mesh" and "optimal algorithm of mesh point composition". For solution of magnetic field boundary-value problems by the finite-element method, an approach is proposed to automate the construction of the discretization mesh, which approximates the optimal mesh.

Э.Н. МАНУКЯН, А.С. МАНУКЯН

ОБ ОРГАНИЗАЦИИ СЕМАНТИЧЕСКОГО АНАЛИЗА ПРИ МАШИННОМ
ПЕРЕВОДЕ

Предлагаются эффективные алгоритмы семантического анализа, использующие специфические особенности базы знаний системы машинного перевода и обеспечивающие высокую скорость реализации решения.

Ключевые слова: алгоритмы семантического анализа, машинный перевод, база знаний.

При машинном переводе (МП) после завершения этапа морфологического анализа слова входного предложения заменяются концептами базы знаний (БЗ) системы – смысловыми аналогами слов [1]. При последующем синтаксическом анализе организуется генерация набора возможных синтаксических отношений выбранного претендента–концепта с соседними концептами входного предложения. При наличии омонимии [2] каждому слову ставится в соответствие множество концептов, в связи с чем синтаксический анализ существенно осложняется ввиду необходимости выбора наиболее вероятного претендента из указанного множества. Наилучшим считается претендент, имеющий наиболее тесные синтаксические и семантические отношения с соседствующими с ним словами предложения.

Для выбора наиболее правдоподобного элемента созданного набора организуется подэтап семантического анализа, при котором для каждого из сгенерированных отношений вычисляется некая количественная мера, называемая коэффициентом правдоподобия. Учитывая требования, предъявляемые к эксплуатационным характеристикам систем МП и к качеству перевода, физическая и логическая организации БЗ системы должны быть спроектированы максимально приспособленными (обеспечивающими наименьшие временные потери) для вычисления оценок коэффициентов правдоподобия.

В системах МП, как правило, используется сетевая логическая организация базы, при которой:

- узлы сети представляют концепты предметной области;
- атрибутами служат имена концептов на переводимых языках;
- ветви соответствуют системным отношениям типа вид-класс, система-подсистема, причина-следствие и т.д. Они могут выступать в качестве семантических аналогов некоторых основных синтаксических отношений, например, таких как: отношение подлежащее – сказуемое, прямые и косвенные дополнения и т.п.

Коэффициенты правдоподобия могут быть оценены в ходе проверки наличия искомых синтаксических отношений между двумя заданными концептами.

К сожалению, учет всевозможных синтаксических отношений для всех концептов в БЗ переводчика делает его громоздким и практически неприемлемым для использования в реальном масштабе времени. По этой причине проектировщиками БЗ в качестве допустимых отношений при построении сети выбирается только часть синтаксических отношений, а проверка наличия нефиксированных в базе отношений между концептами осуществляется путем поиска путей, проходящих через другие концепты БЗ. Составляются эти траектории движения из имеющихся в базе бинарных отношений.

При навигациях в сети БЗ как на типы отношений, так и на возможности их соседства в сети ставятся определенные ограничения. В частности, проблемы возникают при организации проверок наличия отношений между существительными и определяющими их притяжательными или относительными прилагательными, поскольку установление непосредственных отношений между концептами, представляющими эти части речи, невозможно ввиду значительного их количества. Решение этой и подобных задач требует определения наикратчайшего пути [2,3] между двумя узлами сети с заданными весовыми коэффициентами дуг и коэффициента правдоподобия искомого синтаксического отношения.

Отметим, что применение предлагаемых до настоящего времени подходов для систем МП неприемлемо, что обусловлено громоздкостью семантической сети, включающей десятки тысяч концептов со своими связями, и высокими требованиями, предъявляемыми к быстродействию системы. В связи с этим предлагается метод решения задачи, эффективно использующий специфические особенности БЗ системы МП и обеспечивающий требуемую скорость реализации решения.

Суть метода заключается в следующем.

Каждому i -му узлу семантической сети предлагается приписать обсуждаемый ниже список констант C_i . Если требуется найти наикратчайший путь между узлами s и g , то организуется многошаговый процесс поиска этого пути, начиная с узла s . На каждом текущем шаге поиска пути предлагается определить наилучшее его направление, исходя из условия

$$\min_j D(C_j, C_g), \quad (1)$$

где j – номер узла, имеющего непосредственное отношение к узлу сети, находящегося в конце уже определенного фрагмента пути; $D(C_j, C_g)$ – функция, определяемая методом, обеспечивающим пропорциональность значения $D(.)$ от числа дуг, лежащих на ожидаемом кратчайшем пути между j -ым и g -ым узлами сети.

Рассмотрим задачу определения функции $D(.)$ и опишем правила составления списка C_i , при которых выражение (1) позволит синтезировать наикратчайший путь от s до g .

Для достижения цели предлагается каждому i -му узлу сети БЗ ставить в соответствие некоторую точку в n -мерном пространстве, а в качестве C_i использовать список координат этой точки: $x_1^i, x_2^i, \dots, x_n^i$. Предположим, правило расстановки обеспечивает условие

$$\text{если } R_{ij} > R_{ik}, \text{ то } L_{ij} > L_{ik}, \quad (2)$$

где R_{ij} – расстояние между точками пространства, где расположены i -й и j -й узлы; L_{ij} – количество дуг наикратчайшего пути между j -ым и i -ым узлами сети.

Тогда в качестве $D(.)$ можно принять функцию определения “геометрического” расстояния между двумя узлами n -мерного пространства:

$$D(C_i, C_j) = R_{ij} = \sqrt{\sum_{k=1}^n (x_k^i - x_k^j)^2}. \quad (3)$$

При программной реализации данного подхода модифицируется алгоритм расстановки узлов сети в пространстве и порядок вычисления $D(.)$. При расстановке точек в пространстве предлагается составить n -мерную пространственную решетку, применяя только точки с целочисленными значениями координат, а в качестве $D(.)$ использовать функцию

$$D(C_i, C_j) = \sum_{k=1}^n |x_k^i - x_k^j|. \quad (4)$$

Это выражение не противоречит условию (2) и по сравнению с (3) легче вычисляемо. Принятые допущения позволяют констатировать, что $D(C_i, C_j) = \mu$, если $L_{ij} = 1$, где μ - шаг решетки.

Таким образом, задача определения $C_i (i=1, 2, \dots)$ сводится к задаче определения размерности n и правила расстановки вершин сети по точкам решетки так, чтобы удовлетворялось условие (2) для всех узлов сети.

Предлагается подход, согласно которому при расстановке узлов сети в пространстве будет сформирована некая замкнутая подобласть, отвечающая заданным условиям. Из граничных узлов заданной подобласти выбирается узел, имеющий максимальное количество соседей, находящихся вне замкнутой области. Эта замкнутая подобласть наращивается. Формируются ее новые границы путем специальной перестановки в пространстве указанных соседей. Максимальной эффективности процесса расстановки можно достигнуть, если в процессе наращивания подобласти включать в него в первую очередь наиболее связанные узлы сети. Предлагаемый ниже алгоритм реализует такую расстановку.

Алгоритм – 1

1. Определяются максимально связанный узел N сети, искомая размерность пространства $n = FL(\ln/2)$, где $FL(.)$ - функция округления до большего целого; $\ln$ - число дуг, исходящих из узла N . Формируются пустые множества E и V . Узлы, находящиеся в подобласти, включающей уже расставленные узлы, будут представлены множеством E . В подмножество V включаются узлы, находящиеся на границе этой подобласти, и узел N , установленный в начале координат n -мерного пространства.

2. В E добавляется выделенный из V i -й элемент V_i , удовлетворяющий условию $\max_i |G_{V_i}|$, где $G_{V_i} = \frac{G'_{V_i}}{(G'_{V_i} \cap E \cup G'_{V_i} \cap V)}$, а элементы g'_{V_i} множества G'_{V_i} удовлетворяют условию $L_{V_i g'_i} = 1$.

3. Поочередно для каждого элемента g , принадлежащего G_V , определяется точка решетки с координатами $x_r (r = \overline{1, n})$, удовлетворяющая условиям

$$\begin{cases} \sum_{r=1}^n |x_r - x_r^v| = \mu, & \text{если } L_{g,v}(v \in V), \\ \max_{x_r} \left(\sum_{v \in E} \sum_{r=1}^n |x_r - x_r^v| \right). \end{cases} \quad (5)$$

Фактически ищется точка в решетке пространства, для которой ее расстояние от уже расставленных точек не превышает величины шага μ и которая максимально удалена от них. После выявления такой точки ее координаты приписываются узлу g_i ($Cg_i = \{x_1, x_2, \dots, x_n\}$) и элемент g_i включается в множество V .

4. Проверяется состав множества V . Если он оказывается непустым, то выполняется переход к пункту 2, в противном случае - расстановка заканчивается.

Отметим, что реализация 2-го шага алгоритма расстановки не всегда реализуема ввиду возможного отсутствия узла решетки, удовлетворяющего условию (5).

Удачный исход работы данного алгоритма расстановки позволит организовать поиск наикратчайшего пути между узлом N и некоторым узлом M , который явится конкретной реализацией схемы поиска (2). На каждом шагу поиска из множества узлов $P\{P_1, P_2, \dots\}$, соседствующих с данным узлом, выбирается узел P_i , удовлетворяющий условию $\min_{P_i} D(C_N, C_{P_i})$. Поскольку величина $D(\cdot)$ пропорциональна количеству ветвей, находящихся на кратчайшем пути между узлами M и N , то поиск получается направленным и без перебора.

В случае нарушения условий, приведенных на втором шаге данного алгоритма, необходимо провести реорганизацию расстановки узлов сети. Для этого выбирается или путь повторной расстановки после увеличения размерности пространства на единицу, или деформация расставленной сети в пространстве.

Рассмотрим один из возможных алгоритмов деформации.

Пусть на 4-ом шаге алгоритма наблюдаются узлы $m \in G/v_i$ и $n \in V$, для которых $L_{m,n}=1$. Если в решетке отсутствует узел, удовлетворяющий условию (5), то предлагается, не меняя размерности пространства, узел m "стянуть" к узлу n . Поскольку узел m уже имеет определенные связи с предварительно расставленными узлами, то такое "стягивание" приведет к естественному изменению расположения определенных узлов множеств V и E , т.е. к деформации уже ранее расставленного фрагмента сети. Такую деформацию предлагается осуществить по второму алгоритму.

Алгоритм – 2

1. Формируется множество $Q\{n\}$ и пустое множество Q' .
2. Формируется множество C с элементами, удовлетворяющими условию $x_{C_i}^m \neq x_{C_i}^n$.
3. Из Q выделяется элемент q_i и формируется $A\{a_i\}$, где a_i удовлетворяет условиям $L_{a_i q_i}=1$,

(6)

$$\frac{x_i^m}{2} + \frac{x_i^n}{2} \leq x_i^{a_j} \quad \text{для } I \in C,$$

$$x_i^m = x_i^{a_j} \quad \text{для } I \notin C. \quad (7)$$

Отметим, что если найдется хотя бы один узел, не удовлетворяющий условию (7), то деформация невозможна, и алгоритм прерывается.

4. Множество A включается в Q и Q' , а q_i исключается из Q и осуществляется переход к 3-му шагу данного алгоритма, если $Q \neq \emptyset$.

В результате в Q' накапливаются узлы, подлежащие перемещению при деформации сети - "стягиванию" узлов n к узлам m . Значения новых координат определяются по выражениям

$$x_i^{q_i} = \begin{cases} x_i^m + x_i^n - x_i^{q_i} & \text{для } I \in C, \\ x_i^{q_i} \pm 1 & \text{для } I \notin C. \end{cases}$$

Нетрудно убедиться, что после деформации расставленной сети $D(C_m, C_n) \leq \mu$, и она допустима при $2|C| < n$, где n - размерность пространства. Осуществление такой деформации приведет к нарушению условия (2). При этом описанный процесс поиска наикратчайшего пути, где на каждом шаге поиска однозначно определяется оптимальная "навигация" целевого узла, станет неприемлемым. Поэтому приведенный выше алгоритм поиска наикратчайшего пути между узлами M и N можно модифицировать.

Алгоритм – 3

1. Формируются пустые множества F , H и множество P с элементами P_i , удовлетворяющие условию $L_{P_i} = 1$.

2. В множество F включаются элементы $f_i = D(C_{P_i}, C_N)$.

3. В множество H включаются элементы $h_i = D(C_{P_i}, C_M)$.

4. Элементы множеств P , F , H просматриваются с целью удаления из их состава элементов, не удовлетворяющих условию

$$\min_i (f_i + h_i). \quad (8)$$

5. В множество P включаются все j -е узлы сети, удовлетворяющие условию $L_{P_j} = 1$, а соответствующие им значения $D(C_j, C_M)$ и $D(C_j, C_N)$ включаются соответственно в множества H и F .

6. Переходом к пункту 4 данного алгоритма процесс повторяется до достижения узла M .

Заметим, что при идеальной расстановке $D(C_M, C_N) = \mu_{LMN}$. Однако в результате деформации сети, производимой при поиске наикратчайшего пути, значение $D(C_M, C_N)$ уменьшается на некоторую величину Δ . Последнее приводит к появлению ложных путей, что соответствует выполнению условия (1) более чем для одного узла. В результате наблюдается неравенство $|P| \geq 1$ после четвертого шага алгоритма.

С целью оценки количества вершин, лежащих на ложных путях, и принимая во внимание, что все ложные пути, отвечающие условию (7), ограничиваются некой n - мерной призмой с объемом $\Delta^{n-1} D(C_M, C_N)$, введем в рассмотрение понятия: T - количество дуг, лежащих на кратчайшем пути

R- общее количество узлов семантической сети. Тогда оценка количества искомым узлов определится как

$$W = \Delta_{CP}^{n-1} (T - \Delta_{CP}) R / \prod_{i=1}^n X_i \max .$$

Используя выражение для W на 4-ом шаге алгоритма расстановки, можно оценить выборку одного из двух возможных вариантов решений. В первом случае увеличиваются расходы памяти на хранение векторов C, а во втором - временные затраты из-за возникновения ложных путей при «навигации» к целевому узлу.

Полученное выражение позволит дополнительно оценить эффективность предложенного метода для оценки количества искомым узлов W. Например, учитывая, что для широко распространенных «волновых» алгоритмов количество узлов на ложных путях вычисляется выражением: $W' = T^n R / \prod_{i=1}^n X_i \max$, эффективность предложенного метода (по сравнению с «волновым» алгоритмом) можно оценить величиной γ :

$$\gamma = 1 - \frac{W}{W'} = 1 - \left(\frac{\Delta}{T} \right)^{n-1} \left(1 - \frac{\Delta}{T} \right).$$

Существенная эффективность данного алгоритма очевидна. В частности, экспериментально подтверждено, что в пределах $\Delta/T < 0,7$ (что вполне реально при разреженных семантических сетях БЗ) применение предлагаемого подхода, несомненно, становится более целесообразным.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Потапова К.К.** Новые информационные технологии и лингвистика. – М.: Изд.3. Информация, 2002. – 368 с.
 2. **Вагон В.Г., Кикнадзе В.Г.** Дедуктивный вывод на семантических сетях в системах принятия решения // Изв. АН СССР. Серия тех. кибернетики. -1984. -С. 41-49.
Касьянов В.Н., Евстигнеев В.А. Графы в программировании: обработка, визуализация и применение.- СПб: БХВ-Петербург, 2003. – 1104 с.
 3. **Douglas Arnold, Lorna Balkan, Siety Meijer.** MACHINE TRANSLATION. An Introductory Guide, Linguistics, University of Essex, Colchester, CO4 3SQ, UK, doug@essex.ac.uk. -March 6, 2001. – 124 p.
- ГИУА. Материал поступил в редакцию 17.04.2005.

Է.Ն. ՄԱՆՈՒԿՅԱՆ, Ա.Ս. ՄԱՆՈՒԿՅԱՆ ԻՄԱՍՏԱՒԻՑ ՎԵՐԼՈՒԾՈՒԹՅԱՆ ԿԱԶՄԱԿԵՐՊՈՒՄԸ ՄԵՔԵՆԱՅԱԿԱՆ ԹԱՐԳՄԱՆՈՒԹՅԱՆ ՀԱՄԱԿԱՐԳՈՒՄ

Առաջարկվում են սեմանտիկական վերլուծության արդյունավետ ալգորիթմներ, որոնք օգտագործում են մեքենայական թարգմանության համակարգի առանձնահատկությունները և ապահովում որոշում կայացնելու քարձր արագություն:

E.N. MANUKYAN, A.S. MANUKYAN
ORGANIZATION OF SEMANTIC ANALYSIS IN MACHINE TRANSLATION SYSTEM
Effective algorithms of semantic analysis using specific peculiarities of knowledge base in the machine translation system and providing with high speed of solution realization are proposed.

С.Г. КЮРЕГЯН, Т.Г. ПЕТРОСЯН, А.Л. МХИТАРЯН, А.С. АГАДЖАНИЯ
М.Д. КАРАМЯН

МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ СЕРДЕЧНО-СОСУДИСТОЙ СИСТЕМЫ ОРГАНИЗМА ПРИ ФИЗИЧЕСКОЙ НАГРУЗКЕ

Сердечно-сосудистая и дыхательная системы представлены во взаимосвязи между собой как единая управляемая система организма. Получено описание динамических процессов в системе в зависимости от величины и длительности выполняемой организмом физической нагрузки. Проиллюстрировано свойство системы по стабилизации парциальных давлений кислорода и углекислого газа в артериальной крови.

Ключевые слова: артерия, вена, альвеолы, рецепторы, центральная нервная система, моделирование, управление.

Введение. Одним из ключевых направлений современной инженерии в биомедицине является изучение и познание живого организма как единого целостного управляемого объекта. Организм состоит из совокупности множества взаимосвязанных систем (дыхательная, сердечно-сосудистая, обменная, тепловая и др.), каждая из которых сама по себе является динамической системой управления [1,2], причем многомерной и многосвязной.

Целью настоящей работы является попытка описать влияние величины и длительности выполняемой организмом физической нагрузки на изменение частоты сердечных сокращений и распределение кровотоков, давлений, вентиляции, концентрации кислорода (O_2) и углекислого газа (CO_2) в артериальной и венозной крови для исследования и изучения в дальнейшем физических возможностей человеческого организма. Подобные ситуации возникают в подземных шахтах, космонавтике, при подводных работах, в высокогорных и экологически неблагоприятных условиях и т.д.

Описание объекта. Физическую модель сердечно-сосудистой системы (ССС) организма изображают в виде гидравлической системы [1,3-5] (рис.1), состоящей из большого S и малого легочного P1 кругов кровообращения, в которых кровяные давления P_{ij} представлены уровнями крови в эластичных сосудах (артериальных a, периферийных p и венозных v; $i=\{S, P1\}$, $j=\{a, p, v\}$), а левый и правый желудочки сердца выполняют роль нагнетающих насосов с потоками F_L и F_R соответственно (объемы предсердий включены в вены). Причем зачастую не учитывают [1,2] или учитывают частичное влияние дыхательной системы (ДС) [3-6]. При описании же ДС влияние ССС учитывают аппроксимацией величины кровотока [1,2,7]. Подобный упрощенный подход хотя и дает в некоторых частных случаях удовлетворительный результат, однако неприемлем для полноценного описания указанных систем.

В отличие от существующих описаний здесь предлагается в качестве объекта управления рассматривать совместную взаимосвязанную модель сердечно-сосудистой и дыхательной системы (ССДС). В известных публикациях ограничиваются описаниями процессов газообмена в легочном и тканевом резервуарах, нами же предлагается количественный учет тканевого метаболизма (рис.1), который позволит моделировать выполнение организмом физической нагрузки. Только при таком рассмотрении возможно выявить регуляторные свойства и физические возможности организма.

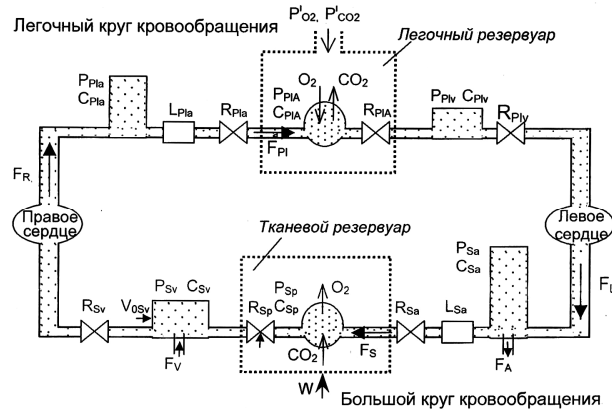


Рис. 1. Интегрированная блок-схема ССС и ДС. P – давление, мм. рт. ст; R – гидравлическое сопротивление сосудов, мм. рт. ст. $\cdot$ с $\cdot$ мл⁻¹; C – податливость сосудов, мл/мм.рт.ст; L – инерционность сосудов, мм. рт. ст. $\cdot$ мл $\cdot$ с⁻²; F – поток, мл/мин; V_0 – ненапряженный объем вен, мл, P'_{O_2} , P'_{CO_2} – парциальные давления O_2 и CO_2 во вдыхаемом воздухе, мм. рт. ст; W – величина физической нагрузки, Вт; индексы: S – большой круг кровообращения; PI – легочный круг кровообращения; a – артерии, p – периферия, A – альвеола; v – вены; L – левое сердце; R – правое сердце

Выполнение мышцами физической нагрузки связано с дополнительным потреблением O_2 (q_{O_2}) и выделением CO_2 (q_{CO_2}) – мышечный метаболизм [8]. Проведенные исследования зависимостей изменения кровотока от величины физической нагрузки показали, что дополнительная потребность O_2 может быть аппроксимирована следующим дифференциальным уравнением:

$$dq_{O_2} / dt = [q_{O_{20}} - q_{O_2} + 0,0127W] / T_w, \quad (1)$$

где $dq_{O_{20}}$ – потребность O_2 в покое; $q_{CO_2} = R_t q_{O_2}$; R_t – дыхательный коэффициент; $T_w = 1,0 \dots 1,5$ с – постоянная времени.

Системная периферия (P_{Sp} , C_{Sp} , R_{Sp}), как и венозное русло (P_{Sv} , C_{Sv} , R_{Sv} , V_{0Sv}), состоит из ряда параллельных ветвей [3], каждая из которых описывает кровоснабжение тканей скелетных мышц, внутренних органов, мозга и т.д. Поскольку будет рассматриваться физическая работа, выполняемая скелетными мышцами, то нами выделена из тканевого резервуара только мышечная ветвь (рис. 2), где управляемыми параметрами являются гидравлическое сопротивление R_{mp} и ненапряженный объем вен V_{0mv} .

Управление этими параметрами со стороны центральной нервной системы (ЦНС) в зависимости от воздействий внешних возмущений осуществляется системой управления (СУ), описание которой изложено ниже.

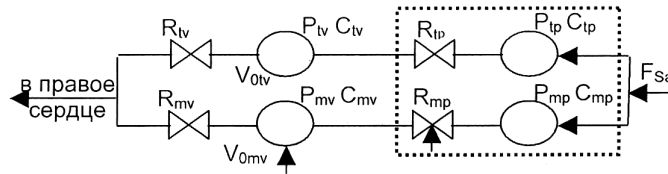


Рис. 2. Периферийные и венозные параллельные ветви; индексы: m – скелетные мышцы, t – ткани; $P_{mp}=P_{tp}=P_{sp}$

ССДС как единая автоматическая система управления [9] представлена на рис. 3, где $\mathbf{y}=[P_{O_2}^a, P_{CO_2}^a, C_H^a]^T$, $\mathbf{u}=[F^A, f_h, R_{mp}, V_{mv0}]^T$, $\mathbf{f}=[P_{O_2}^i, P_{CO_2}^i, W]^T$ – векторы управляемых, управляющих и возмущающих величин объекта; $P_{O_2}^a, P_{CO_2}^a$ – парциальные давления (напряжения) O_2 и CO_2 в артериальной крови *мм.рт.ст.*, которые обычно принимают равными парциальным давлениям O_2 и CO_2 в альвеолярном пространстве легких: $P_{O_2}^a = P_{O_2}^A$, $P_{CO_2}^a = P_{CO_2}^A$; C_H^a – концентрация водородных ионов в артериальной крови, *объемн. проц.*; F^A – альвеолярная вентиляция легких, *л/мин*; f_h – частота сердцебиений в минуту.

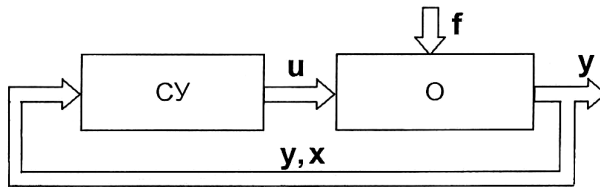


Рис. 3. Функциональная схема автоматического управления ССДС; О – объект управления; СУ – система управления

Таким образом, ССДС – не простое механическое объединение ДС и ССС, а с позиции теории управления, качественно новый многосвязный объект с общими управляемыми, управляющими и возмущающими параметрами, охваченный замкнутой системой управления (рис. 3). Математическое описание интегрированного объекта ССДС состоит из уравнений газодинамики ДС, уравнения мышечного метаболизма (1) и уравнений гидравлики ССС, которые при совместном рассмотрении представим векторными дифференциальными уравнениями в переменных состояния:

$$\frac{d\mathbf{x}}{dt} = \varphi(\mathbf{x}, \mathbf{u}, \mathbf{f}); \quad \mathbf{y} = \mathbf{g}(\mathbf{x}), \quad (2)$$

где $\mathbf{x} = [P_{O_2}^A, P_{CO_2}^A, C_{O_2}^V, C_{CO_2}^V, q_{O_2}, P_{Pla}, P_{PIA}, P_{Sa}, P_{Sp}, P_{mv}, P_{tv}, F_{Pl}, F_S]^T$ – вектор состояния объекта, $C_{O_2}^V$ и $C_{CO_2}^V$ – соответственно концентрации O_2 и CO_2 в венозной крови; нелинейная вектор-функция Φ согласно [2,3,8-10] и (1) имеет вид

$$\Phi = \begin{bmatrix} [F^A(P_{O_2}^i - P_{O_2}^A) + 863F_{Pl}(C_{O_2}^V - C_{O_2}^A)]/V_{O_2}^A \\ [F^A(P_{CO_2}^i - P_{O_2}^A) + 863F_{Pl}(C_{CO_2}^V - C_{CO_2}^A)]/V_{CO_2}^A \\ [F_S(C_{O_2}^A - C_{O_2}^V) - q_{O_2}]/V_{O_2}^V \\ [F_S(C_{CO_2}^A - C_{CO_2}^V) + q_{CO_2}]/V_{CO_2}^V \\ [q_{O_2} - q_{O_2} + 0,0127W]/T_w \\ [F_R - F_{Pl}]/C_{Pla} \\ [F_{Pl} - (P_{PIA} - P_{Plv})/R_{PIA}]/C_{PIA} \\ [F_L - F_S]/C_{Sa} \\ [F_S - (P_{Sp} - P_{mv})/R_{mp} - (P_{Sp} - P_{tv})/R_{tp}]/(C_{mp} + C_{tp}) \\ [(P_{Sp} - P_{mv})/R_{mp} - (-\sigma_{mv} + \sigma_{mvn})/\tau_{mv}]C_{mv} \\ [(P_{Sp} - P_{tv})/R_{tp}]C_{tv} \\ [P_{Pla} - P_{PIA} - F_{Pl}R_{PIA}]/L_{Pla} \\ [P_{Sa} - P_{Sp} - F_S R_{Sa}]/L_{Sa} \end{bmatrix},$$

где σ_{mv} – приращение объема ненапряженных вен мышц; τ_{mv} – постоянная времени.

Вектор-функция $\mathbf{g}$, устанавливающая связь между парциальными давлениями O_2 и CO_2 в альвеолах ($\mathbf{x}$) и их концентрациями в артериях ($\mathbf{y}$), определяется из следующих зависимостей (эффект Холдена) [2]: $C_{HBO} = C_{KE}(1 - \exp(-sP_{O_2}^A))$;

$$C_{O_2}^A = k_1 a_{O_2} P_{O_2}^A + C_{HBO};$$

$$C_{CO_2}^A = C_{BHCO_3} + 0,375(C_{KE} - C_{HBO}) - (0,16 + 23C_{KE}) \times$$

$$\times \log[(C_{CO_2}^A - k_1 a_{CO_2} P_{CO_2}^A)/0,0138P_{CO_2}^A] + k_1 a_{CO_2} P_{CO_2}^A;$$

$$s = 0,0066815 \cdot P_{HA}^3 - 0,10098 \cdot P_{HA}^2 + 0,4492 \cdot P_{HA} - 0,454,$$

C_{HBO} – концентрация оксигемоглобина в артериальной крови; C_{BHCO_3} – концентрация стандартных бикарбонатов; C_{KE} – кислородная емкость крови; $k_1, a_{O_2}, k_{CO_2}, a_{CO_2}$ – коэффициенты аппроксимации.

Сердечные потоки левого и правого желудочков рассчитывались по следующим формулам [1]: $F_L = f_h S_L C_L H_L P_{Plv} / (H_L P_{Sa} + S_L A_L)$, $F_R = \sum_i F_{rv}$,

где $F_{rv} = f_h S_R C_R H_{rR} P_{rv} / (H_{rR} P_{Pla} + S_R A_{rR})$, $A_{rR} = \exp(-t_d / C_R R_{rv})$, $H_{rR} = 1 - A_{rR}$, $r = \{t, m\}$, S_L , S_R – напряжения желудочков; C_L , C_R – податливость желудочков, t_d – длительность диастолы, $t_d = T - t_{sys}$, $T = 60 / f_h$ – период сердечных сокращений, c . Длительность систолы определяется из выражения $t_{sys} = t_{sys0} - k_{sys} / T$ где t_{sys0} , k_{sys} – постоянные коэффициенты [5].

К уравнениям (2) необходимо добавить уравнение непрерывности потоков и баланса объема крови:

$$F_S = (P_{Sp} - P_{mv}) / R_{mp} + (P_{Sp} - P_{tv}) / R_{tp}; V_B = \Sigma C_k P_k + V_{BL} + V_{BR} + V_0, \quad (3)$$

где V_B , V_{BL} , V_{BR} , – общий объем крови, объем крови в левом и правом желудочках сердца соответственно; $V_0 = \Sigma V_{0k}$; C_k , – податливость сосудов; P_k – кровяное давление в сосудах системы, $k = \{Pla, PlA, Plv, Sa, tp, mp, tv, mv\}$.

Описание СУ. Управление объектом осуществляется СУ, которая функционирует в зависимости от отклонения выходных y параметров объекта от так называемых “заданных” y_e через ЦНС. Эти отклонения воспринимаются соответствующими хемо- и барорецепторами, отклики от которых преобразуются ЦНС организма в частотномодулированные (числоимпульсные коды – спайки) управляющие сигналы [3-5].

Уравнения СУ в переменных состояния имеют следующий вид:

$$\frac{dz}{dt} = \psi(z, \Delta y, x); \quad u = h(z), \quad (4)$$

где $\Delta y = y_e - y$ – уравнение замыкания системы;

$$z = \begin{bmatrix} F_H^A \\ F_{CO_2}^A \\ F_{O_2}^A \\ \sigma_{sym} \\ \sigma_{vag} \\ \sigma_{mO_2} \\ \sigma_{mCO_2} \\ \sigma_{mv} \end{bmatrix}; \psi = \begin{bmatrix} [1, 1(C_H^a - C_{Hn}^a) - F_H^A] / T_1 \\ [1, 31(P_{CO_2}^a - P_{CO_2n}^a) - F_{CO_2}^A] / T_2 \\ [23, 6(P_{O_2n}^a - P_{O_2}^a)^{4,9} 10^{-9} - F_{O_2}^A] / T_3 \\ [-\sigma_{sym} + \sigma_{T,sym}] / \tau_{T,sym} \\ [-\sigma_{vag} + \sigma_{T,vag}] / \tau_{T,vag} \\ [-\sigma_{mO_2} - G_{mO_2} (C_{O_2}^v - C_{O_2n}^v)] / \tau_{O_2} \\ [-\sigma_{mCO_2} + \Phi_{CO_2}] / \tau_{CO_2} \\ [-\sigma_{mv} + \sigma_{mvn}] / \tau_{mv} \end{bmatrix}; h = \begin{bmatrix} F_H^A + F_{CO_2}^A + F_{O_2}^A + F_0^A \\ 60 / [T_n + \sigma_{sym} + \sigma_{vag}] \\ R_{mpn} \frac{1 + \sigma_{mO_2}}{1 + \sigma_{mCO_2}} \\ V_{mv0} + \sigma_{mv} \end{bmatrix};$$

$$\sigma_\beta = \begin{cases} G_\beta \ln[f_{sym,\beta}(t - \tau_\beta) - f_{e,min} + 1], & \text{если } f_{sym,\beta} \geq f_{e,min}; \\ 0, & \text{если } f_{sym,\beta} < f_{e,min}; \end{cases}$$

$\sigma_{T,vag} = G_{T,vag} f_v(t - \tau_{T,vag})$; $\beta = \{T, sym; mv0\}$; sym, vag – соответственно реакция от симпатической и вагальной нервных систем; G_{mO_2} , G_β , $G_{T,vag}$

– размерные коэффициенты; $f_{e,min}$ – задающее нижнее значение спайка; $\tau_\beta, \tau_{T,vag}$ – время запаздывания; $T_1, T_2, T_3, \tau_{T,sym}, \tau_{T,vag}, \tau_{O_2}, \tau_{CO_2}, \tau_{mv}$ – постоянные времени; $F_H^A, F_{CO_2}^A, F_{O_2}^A, F_0^A$ – составляющие альвеолярной вентиляции F^A ; $\sigma_{sym}, \sigma_{vag}$ – приращения времени от симпатической и вагальной нервной систем; $\sigma_{mO_2}, \sigma_{mCO_2}$ – переменные, представляющие отклики на O_2 и CO_2 в периферийной циркуляции крови мышц; Φ_{CO_2} – параметр, зависящий от $P_{CO_2}^a$ [4]; f_{sym}, f_{vag} – спайки симпатической и вагальной систем, вычисляемые с помощью сигмоидальных функций [3]; индекс n обозначает базовое значение параметра.

Примеры расчетов. На основании уравнений (2)-(4) построена виртуальная модель ССДС в среде пакета MATLAB с помощью подпрограммы SIMULINK, которая использовалась для имитации влияния физической нагрузки. Результаты машинных экспериментов представлены на рис. 4. Имитация влияния нагрузок в 180 и 380 Вт практически не привела к чувствительным изменениям парциальных давлений газов в артериальной крови при более значительном изменении их концентраций в венозной крови, что свидетельствует о свойстве автоматического регулирования ССДС напряжений O_2 и CO_2 в артериальной крови. Резкое изменение сердечных сокращений в начале процесса объясняется быстрой реакцией симпатической нервной системы, а дальнейшее ослабление роста происходит под воздействием вагусной системы.

Результаты сравнения установившихся значений основных параметров системы (модели), полученные при машинных испытаниях (рис. 4), с клиническими показателями, заимствованными из литературных источников (см. табл.), подтверждают достаточную адекватность построенной модели.

Таблица

Параметры	Физическая нагрузка Вт			Источ.
	0	180	380	
Частота сердцебиений f_b , уд/м	72	130	180	[6]
	68	130	182	модель
Сердечный поток F_l , л/м	5,3	13	17,5	[6]
	5,5	14	18,6	модель
Систем. артер. давление P_{sa} , мм.рт.ст.	100	118	128	[6]
	101	120	126	модель
Альвеолярная вентиляция F_A , л/м	8	38	68	[6]
	5,8	35	60	модель
Концентрация O_2 в венозной крови C^{vO_2} , л. O_2 STPD/л.крови 37°C	0,15	0,050	0,03	[2]
	0,15	0,045	0,03	модель
Концентрация CO_2 в венозной крови C^{vCO_2} , л. CO_2 STPD/л.крови 37°C	0,623	0,997	0,993	[2]
	0,623	0,750	0,900	модель

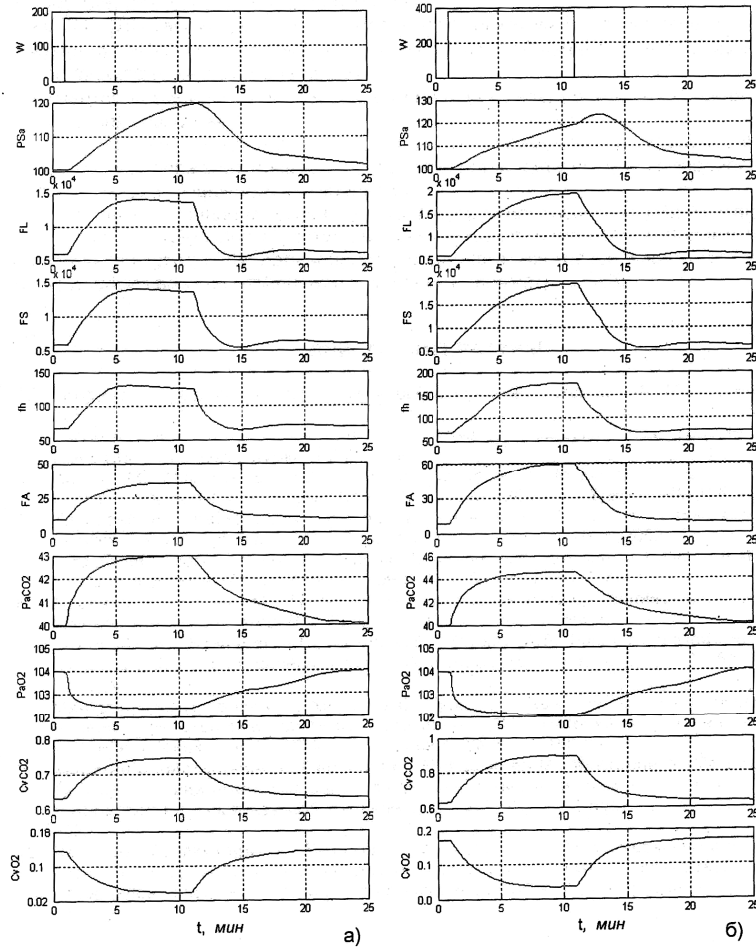


Рис. 4. Результаты машинных экспериментов при выполнении физической нагрузки:
а) $W=180 \text{ Вт}$; б) $W=380 \text{ Вт}$. $P[\text{мм.рт.ст.}]$, $F_s, F_L[\text{мл/мин}]$, $F^A[\text{л/мин}]$, $f_h[\text{уд/мин}]$, $C[\text{л.газа/л.крови}]$

Заключение. Предложенная модель ССДС отличается от существующих по следующим признакам:

- ССС и ДС рассмотрены во взаимосвязи как единый объект управления;
- учтено влияние физической нагрузки на мышечный метаболизм и дополнительное потребление O_2 ;
- имеется возможность исследования влияния одновременно всех принятых внешних возмущений.

Сравнение результатов машинных экспериментов с клиническими данными подтверждает правомочность и достоверность принятых подходов и аппроксимаций мышечного метаболизма.

Интегрированная модель ССДС может быть использована для имитации различных экстремальных ситуаций, связанных с изменением параметров окружающей среды. В дальнейшем предполагается использовать ее для исследования влияния изменений внутренних параметров ССДС.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Гридин Ф.** Теория регулирования и биологические системы.–М.:Мир, 1966.– 256с.
2. Теоретические исследования физиологических систем /Под общ. ред. **Н. М. Амосова.**– Киев: Наук. думка, 1977.– 246с.
3. **Ursino M., Magosso E.** Acute cardiovascular response to isocapnic hypoxia. I. A mathematical model//*Am J Physiol Heart Circ Physiol.* – 2000 .- V. 279. - P.149–165.
4. **Magosso E., Ursino M.** A mathematical model of CO₂ effect on cardiovascular regulation//*Am J Physiol Heart Circ Physiol.* – 2001. - V. 281. - P. 2036–2052.
5. **Ursino M.** Interaction between carotid baroregulation and the pulsating heart: a mathematical model//*Am. J. Physiol.* – 1998. - V. 275. - P.1733–1747.
6. **Magosso E., Ursino M.** Cardiovascular response to dynamic aerobic exercise: A mathematical model//*J Med. Biol. Comput.* - 2002. - V. 40. - P. 660-674.
7. **Kho M.C.K., Kronauer R.E., Strohl K.P., Slutsky A.S.** Factors inducing periodic breathing in humans: a general model // *J.Application Physiology.*– 1982.–V. 53.– P.644–659.
8. **Мхитарян А., Петросян Т., Кюрегян С.** Сравнительный анализ математических моделей дыхательной системы организма// Сб. материалов студенческой юбилейной конференции ГИУА. Т. 1. - Ереван, 2003.- С. 189-191.
9. **Кюрегян С., Матевосян П., Гаспарян О., Мнацаканян М., Мхитарян А., Петросян Т.** О применении некоторых задач управления в биомедицинских системах // Сб. материалов годичной научной конференции ГИУА. Т. 2. - Ереван, 2004. - С. 458-462.
10. **Петросян Т., Мхитарян А., Кюрегян С.** Математическое моделирование влияния внешних воздействий на сердечно-сосудистую систему организма// Сб. материалов студенческой юбилейной конференции ГИУА. Т. 1. - Ереван, 2003. - С. 187-189.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 20.06.2005.

**Ս.Գ. ԿՅՈՒՐԵԴՅԱՆ, Տ.Գ. ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ, Ա.Լ. ՄԽԻԹՅԱՆ, Ա.Ս. ԱՂԱԶԱՆՅԱՆ, Մ.Դ. ԲԱՐԱՄՅԱՆ
ՕՐԳԱՆԻԶՄԻ ՄԻՐՏ-ԱՆՈԹՅՈՒՆ ՀԱՄԱԿԱՐԳԻ ՄԱԹԵՄԱՏԻԿԱԿԱՆ ՍՈՂԵԼԸ ՖԻԶԻԿԱԿԱՆ
ԲԵՆՆՎԱԾՈՒԹՅԱՆ ԴԵՊԵՆԴ**

Միտ-անոթային և շնչառական համակարգերը ներկայացված են փոխկապակցված, որպես օրգանիզմի միասնական կառավարելի համակարգ: Ստացվել է համակարգի դինամիկ պրոցեսների նկարագիրը՝ կախված օրգանիզմի ֆիզիկական բեռնվածության մեծությունից և տևողությունից: Ներկայացված է համակարգում արտերիալ արյան մեջ թթվածնի և ածխաթթու գազի պարզիալ ճնշումների կարգավորման եղանակը:

**S.G. KYUREGHYAN, T.G. PETROSYAN, A.L. MKHITARYAN,
A.S. AGHADJANYAN, M.D. KARAMYAN
THE MATHEMATICAL MODEL OF THE CARDIOVASCULAR SYSTEM
FOR PHYSICAL LOADS**

The cardiovascular and respiratory systems are represented in interconnection as a unique controlled system of the organism. The description of the systems dynamic processes depending on the duration and the value of the physical loads is obtained. The characteristics of the carbon dioxide and oxygen partial pressures stabilization in the arterial blood are illustrated.

М.В. ГЕВОРГЯН, Г.Т. КИРАКОСЯН

**ДИНАМИЧЕСКАЯ МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ И ПРОГРАММНОЕ
ОБЕСПЕЧЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОЙ ПЕРЕРАБОТКИ ТЕХНОГЕННОГО РЕСУРСА**

Разработана динамическая экономико-математическая модель. Дано программное обеспечение алгоритма решения задачи оптимальной переработки техногенного ресурса для организации производства множества видов дефицитной продукции региона. Предложено решение задачи на основе метода Эйлера-Лагранжа, доказаны теоремы оптимальности принятых решений.

Ключевые слова: динамическая математическая модель, программное обеспечение, метод Эйлера-Лагранжа, техногенный ресурс.

Постановка задачи. Пусть имеется некое хвостохранилище накопленного техногенного ресурса и технологически возможно из него произвести новые виды продукции [1-3], на которые имеется спрос. Необходимо обосновать оптимальные технико-экономические показатели строящихся предприятий по переработке техногенного ресурса с учетом фактора времени и ограничений на спрос новой продукции, капитальные вложения и имеющиеся объемы техногенного ресурса.

Математическая формализация задачи. В разработанной динамической математической модели задачи предлагается использовать критерий максимума суммарной прибыли от переработки техногенного ресурса и реализации новых видов продукции за весь промежуток времени $[0, T]$ в зависимости от объема выпуска i -й продукции $(\varphi_i(t))$, $i = \overline{1, n}$, где n - количество разнотипной выпускаемой продукции) [4, 5]. В качестве ограничений необходимо учесть: скорость изменения объема переработки техногенного ресурса во времени; начальный объем накопленного техногенного ресурса в хвостохранилище (V_0) ; объем производства i -й продукции из техногенного ресурса; суммарные затраты на организацию новых предприятий не должны превышать сумму выделенных капитальных вложений.

С учетом вышеизложенного решаемую задачу можно математически сформулировать следующим образом:

целевая функция -

$$\max_{\varphi_1(t), \dots, \varphi_n(t), T} \int_0^T e^{-\omega t} \sum_{i=1}^n (\Gamma_i(t) - \Psi_i(\varphi_i(t))) \varphi_i(t) dt; \quad (1)$$

ограничения -

$$\frac{dV(t)}{dt} = -\sum_{i=1}^n C_i \varphi_i(t), \quad (2)$$

$$V(0) = V_0, \quad V(T) \geq 0, \quad (3)$$

$$v_{li}(t) \leq \varphi_i(t) \leq v_{2i}(t), \quad i = \overline{1, n}, \quad (4)$$

$$\sum_{i=1}^n G_i(\varphi_i(t)) \leq D. \quad (5)$$

Здесь $\varphi_i(t)$ - объем выпуска i -й продукции при переработке техногенного ресурса, $i = \overline{1, n}$; $\Psi_i(\varphi_i(t))$ - себестоимость единицы объема выпуска i -й продукции ($i = \overline{1, n}$), которая вычисляется по формуле $\Psi_i(\varphi_i(t)) = k_{0i} + k_{1i}\varphi_i(t) + k_{2i}/\varphi_i(t)$, где k_{0i} , k_{1i} , k_{2i} - положительные коэффициенты, определяемые с помощью регрессионного анализа [4]; $V(t)$ - текущий объем техногенного ресурса в момент времени t ; C_i - доля техногенного ресурса в единице объема выпуска i -й продукции ($i = \overline{1, n}$); T - значение конечного времени производства, т.е. промежуток времени, в течение которого производство завершается; $v_{li}(t)$, $v_{2i}(t)$ - текущие минимальный и максимальный объемы выпуска i -й продукции в момент времени t ($i = \overline{1, n}$), где $v_{2i}(t)$ - текущая потребность региона в продукции, а $v_{li}(t)$ - текущий минимальный объем спроса производства, ниже которого эксплуатация i -го предприятия становится нерентабельной, также известно, что $v_{li}^* \equiv \min\{v_{li}(t) / t \in [0, +\infty]\}$; $\Gamma_i(t)$ - стоимость реализации единицы объема i -й выпускаемой продукции ($i = \overline{1, n}$) в момент времени t , а на промежутке времени $t \in [0, T_{\max}]$ известен минимальный размер $h_{\min}$ временного интервала, в котором $\Gamma_i(t)$ - или возрастающая, или убывающая функция, а если $\Gamma_i(t)$ постоянная, то $h_{\min} = T_{\max}$, где $T_{\max} = V_0 / \sum_{i=1}^n C_i v_{li}^*$; $G_i(\varphi_i(t))$ - затраты на организацию производства для выпуска i -й продукции ($i = \overline{1, n}$), известно, что график функций $G_i(\varphi_i(t))$ имеет ступенчатый вид (рис. 1); ω - постоянная скидки объема выпуска продукции; D - общая сумма выделенных капитальных вложений для постройки новых предприятий по переработке техногенного ресурса.

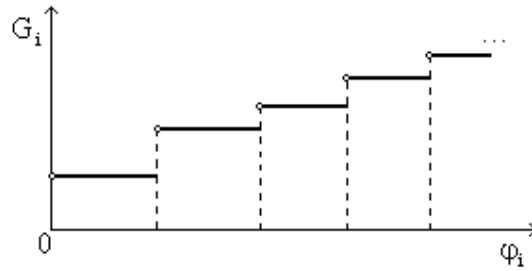


Рис. 1. Затраты на организацию производства i -й продукции от объема выпуска

Зависимость удельной себестоимости выпуска i -й продукции $\Psi_i(\varphi_i(t))$ от объема выпуска представлена на рис. 2.

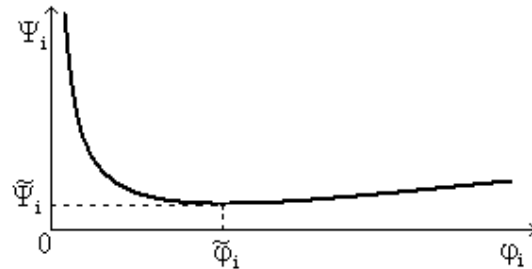


Рис. 2. Зависимость удельной себестоимости выпуска i -й продукции от объема выпуска

Минимальная удельная себестоимость $\tilde{\Psi}_i$ выпуска i -й продукции достигается при $\tilde{\varphi}_i$, величина которой определяется из выражения $\Psi'_{i\varphi} = 0$, и равна $\tilde{\varphi}_i = (k_{2i}/k_{1i})^{1/2}$, где $\Psi'_{i\varphi} = k_{1i} - k_{2i}/\varphi_i^2$.

Обозначим через $\tilde{\varphi}_i^* \equiv \operatorname{argmin}\{\Psi_i(\varphi_i(t))/v_{1i}(t) \leq \varphi_i(t) \leq v_{2i}(t), t \in [0, T]\}$ - объем выпуска i -й продукции, при котором удельная себестоимость выпускаемой продукции минимальная.

Очевидно, что $\tilde{\varphi}_i^* = \min\{v_{1i}(t), v_{2i}(t) \mid t \in [0, T]\}$, если $\tilde{\varphi}_i < v_{1i}(t)$ или $v_{2i}(t) < \tilde{\varphi}_i$ для всех $t \in [0, T]$, и $\tilde{\varphi}_i^* = \tilde{\varphi}_i$, если $v_{1i}(t) < \tilde{\varphi}_i < v_{2i}(t)$, $t \in [0, T]$.

Для целесообразного выпуска новых видов продукции при переработке техногенного ресурса необходимо выполнение неравенства $\Gamma_i(t) \geq \Psi_i(\varphi_i(t))$, $t \in [0, T_{\max}]$, где $i = \overline{1, n}$.

Решение задачи. Перед тем как описать разработанный алгоритм решения модели (1)-(5), рассмотрим решение модели задачи без ограничения на капитальные затраты (5). В этом случае модель задачи примет вид (1)-(4).

Решение модели (1)-(4) предлагается провести при помощи обобщенного метода Лагранжа (Эйлера-Лагранжа) [5,6]. Прежде покажем, что решение данной модели не будет оптимальным, если имеющиеся объемы техногенного ресурса не будут полностью исчерпаны к концу оптимального времени производства T .

Теорема 1. При оптимальном конечном времени T справедливо условие $V(T) = 0$, если $\Gamma_i(t) > \Psi_i(\tilde{\varphi}_i^*)$.

Доказательство. Допустим, что имеется такая оптимальная стратегия переработки техногенного ресурса, при которой не все ресурсы исчерпываются в оптимальном конечном времени T (т.е. $V(T) > 0$). В этом случае существует такое лучшее решение, при котором в интервале $[0, T]$ сохраняется то же самое решение, а к моменту конечного времени T выпуск продукции еще не завершен. Легко проверить, что в интервале $[T, T + V(T)/\sum_{i=1}^n C_i \tilde{\varphi}_i^*]$ получается положительное значение прибыли $(\Gamma_i - \Psi_i(\tilde{\varphi}_i^*))\tilde{\varphi}_i^*$. Из описанного однозначно следует, что нет такой оптимальной стратегии выпуска новых видов продукции при переработке горного техногенного ресурса, при которой $V(T) > 0$.

Таким образом, теорема 1 доказана.

Определим функцию Гамильтона для модели (1)-(4):

$$H = \lambda_0 \sum_{i=1}^n \varphi_i(t)(\Gamma_i(t) - \Psi_i(\varphi_i(t))) - \lambda(t) \sum_{i=1}^n C_i \varphi_i(t), \quad (6)$$

где λ_0 – начальное значение присоединяемой переменной функции Гамильтона, которое равно 1 [5]; $\lambda(t)$ – текущее значение присоединяемой переменной функции Гамильтона.

Определим также функцию Лагранжа для задачи (1)-(4):

$$L = H + \sum_{i=1}^n \alpha_i(t)(\varphi_i(t) - v_{li}(t)) + \sum_{i=1}^n \beta_i(t)(v_{2i}(t) - \varphi_i(t)), \quad (7)$$

где $\alpha_i(t)$ и $\beta_i(t)$ – текущие значения присоединяемых переменных функции Лагранжа.

Учитывая, что $H'_{\varphi_i} = (\Gamma_i(t) - \Psi_i(\varphi_i(t))) - \lambda(t)C_i - \varphi_i(t)\Psi'_{\varphi_i}(\varphi_i(t))$, получим $H''_{\varphi_i\varphi_i} = -2\Psi'_{\varphi_i}(\varphi_i(t)) - \varphi_i(t)\Psi''_{\varphi_i\varphi_i}(\varphi_i(t))$. Легко проверить, что $H''_{\varphi_i\varphi_i} = -2k_{li}$, следовательно, всегда $H''_{\varphi_i\varphi_i} < 0$.

Учитывая, что $\Psi_i(\varphi_i(t)) = k_{0i} + k_{li}\varphi_i(t) + k_{2i}/\varphi_i(t)$, можно записать $L'_{\varphi_i} = H'_{\varphi_i} + \alpha_i(t) - \beta_i(t) = -2k_{li}\varphi_i(t) - C_i\lambda(t) + \Gamma_i(t) - k_{0i} + \alpha_i(t) - \beta_i(t)$.

Из обобщенного метода Лагранжа [5] имеем

$$L'_{\varphi_i} = -2k_{li}\varphi_i(t) - C_i\lambda(t) + \Gamma_i(t) - k_{0i} + \alpha_i(t) - \beta_i(t) = 0, \quad (8)$$

$$\frac{d\lambda(t)}{dt} = \omega\lambda(t) - L'_V, \quad (9)$$

$$\lambda(0) = 1, \lambda(T) \geq 0, \lambda(T)V(T) = 0, \quad (10)$$

$$\alpha_i(t)(\varphi_i(t) - v_{li}(t)) = 0, \quad (11)$$

$$\alpha_i(t) \geq 0, \quad (12)$$

$$\beta_i(t)(v_{2i}(t) - \varphi_i(t)) = 0, \quad (13)$$

$$\beta_i(t) \geq 0. \quad (14)$$

Для фиксированного значения T условия оптимальности (8)-(14) достаточны при выборе оптимальной стратегии организации производства, т.к. максимизированная функция Гамильтона $H^0 = \max H$ линейная и, следовательно, вогнутая [5, 6].

Учитывая, что $L'_V = 0$, из (9) и (10) имеем

$$\lambda(t) = e^{\omega t}. \quad (15)$$

Допустим, множества A_1 и A_2 являются соответственно решениями неравенств

$$2k_{li}v_{li}(t) + C_i\lambda(t) - \Gamma_i(t) + k_{0i} > 0, \quad (16)$$

$$2k_{li}v_{2i}(t) + C_i\lambda(t) - \Gamma_i(t) + k_{0i} < 0, \quad (17)$$

где $A_1 \subseteq [0, T_{\max}]$ и $A_2 \subseteq [0, T_{\max}]$.

Для определения оптимальной стратегии выпуска продукции при переработке техногенного ресурса на основе условий оптимальности (8)-(14) необходимо выявить оптимальную временную траекторию изменения значения объема выпуска.

Теорема 2. Временная траектория оптимального значения изменения объема выпуска продукции ($\varphi_i(t)$) при переработке техногенного ресурса имеет вид

$$\varphi_i(t) = \begin{cases} v_{li}(t), & \text{если } t \in [0, T] \cap A_1, \\ (-C_i e^{\omega t} + \Gamma_i(t) - k_{0i}) / 2k_{li}, & \text{если } t \in [0, T] - (A_1 \cup A_2), \\ v_{2i}(t), & \text{если } t \in [0, T] \cap A_2. \end{cases} \quad (18)$$

Доказательство. Из условия оптимальности (8)-(14) рассмотрим следующие 4 варианта:

1) при $\alpha_i(t) \neq 0$ и $\beta_i(t) = 0$ с учетом (8), (11) и (12) получаем $L'_{\varphi_i} = 0$, $\varphi_i(t) = v_{li}(t)$ и $\alpha_i(t) > 0$. Тогда можно записать:

$$\alpha_i(t) = 2k_{li}v_{li}(t) + C_i\lambda(t) - \Gamma_i(t) + k_{0i}, \quad \varphi_i(t) = v_{li}(t), \quad \alpha_i(t) > 0. \quad \text{Отсюда имеем}$$

$$\varphi_i(t) = v_{li}(t), \text{ если } 2k_{li}v_{li}(t) + C_i\lambda(t) - \Gamma_i(t) + k_{0i} > 0, \text{ т.е. } t \in A_1;$$

2) при $\alpha_i(t) = 0$ и $\beta_i(t) \neq 0$ с учетом (8), (13) и (14) получаем

$L'_{\varphi_i} = 0$, $\varphi_i(t) = v_{2i}(t)$ и $\beta_i(t) > 0$. Тогда можно записать:

$\beta_i(t) = -2k_{ii}v_{2i}(t) - C_i\lambda(t) + \Gamma_i(t) - k_{0i}$, $\varphi_i(t) = v_{2i}(t)$, $\beta_i(t) > 0$. Отсюда имеем $\varphi_i(t) = v_{2i}(t)$, если $-2k_{ii}v_{2i}(t) - C_i\lambda(t) + \Gamma_i(t) - k_{0i} > 0$, т.е. $t \in A_2$;

3) при $\alpha_i(t) = 0$ и $\beta_i(t) = 0$ с учетом (8) имеем $L'_{\varphi_i} = 0$, из которого определим значение $\varphi_i(t) = (-C_i\lambda(t) + \Gamma_i(t) - k_{0i})/2k_{ii}$, если $t \in [0, T] - (A_1 \cup A_2)$;

4) вариант $\alpha_i(t) \neq 0$ и $\beta_i(t) \neq 0$ не имеет смысла рассматривать, поскольку уже косвенно учтен в вариантах 1 и 2 и представляет собой случай, когда множество $A_1 \cap A_2$ непустое.

Итак, теорема 2 доказана.

Программное обеспечение. Теперь представим разработанный алгоритм, по которому можно решить неравенства (16) и (17).

Допустим, имеем некоторую непрерывно и монотонно убывающую функцию $f(x)$, определенную в интервале $x \in [x_1, x_2]$, и известно, что $f(x_1) > 0$, $f(x_2) < 0$. Необходимо определить значение $x^* \in [x_1, x_2]$, при котором $f(x^*) = 0$. Значение x^* можно найти с точностью ε (ε - очень маленькое положительное число), применяя простой **алгоритм 1**.

Алгоритм 1. Определим текущие параметры алгоритма: $x_1^0 = x_1$; $x_2^0 = x_2$ и $x^i = (x_1^{i-1} + x_2^{i-1})/2$ ($i = 1, 2, \dots$). Если на i -ом шаге $f(x^i) > 0$, тогда определим $x_1^i = x^i$ и $x_2^i = x_2^{i-1}$, а если $f(x^i) < 0$, определим $x_2^i = x^i$ и $x_1^i = x_1^{i-1}$ ($i = 1, 2, \dots$). Алгоритм завершает работу только тогда, когда $f(x^i) = 0$ или $x^i - x^{i-1} < \varepsilon$, $|f(x^i) - f(x^{i-1})| < \varepsilon$, в этих случаях $x^* = x^i$.

Чтобы решить неравенство (16), необходимо сначала определить корни уравнения $f(t) \equiv 2k_{ii}v_{ii}(t) + C_i\lambda(t) - \Gamma_i(t) + k_{0i} = 0$, после чего можно легко определить множество A_1 . Разделим $[0, T_{\max}]$ на маленькие интервалы по шагу $h_{\min}$, после чего для каждого интервала применим **алгоритм 1** при условии, если на граничных точках этого интервала функция $f(t)$ принимает положительные и отрицательные значения.

Аналогичным образом можно решить также неравенство (17).

Из результата **теоремы 1** имеем $V(T) = 0$. Учитывая (2), можно утверждать, что $V(t)$ -монотонно убывающая функция в интервале $t \in [0, T_{\max}]$, кроме того, $V(0) > 0$ и $V(T_{\max}) \leq 0$. Для определения значения конечного времени T выпуска продукции также можно применить **алгоритм 1**

для функции $V(t)$ в интервале $[0, T_{\max}]$, где текущие значения $V(t)$ легко рассчитываются с учетом (2), (3) и (18).

Графическое представление траектории изменения значения объема выпуска продукции $\varphi_i(t)$, $i = \overline{1, n}$ от времени приведено на рис. 3.

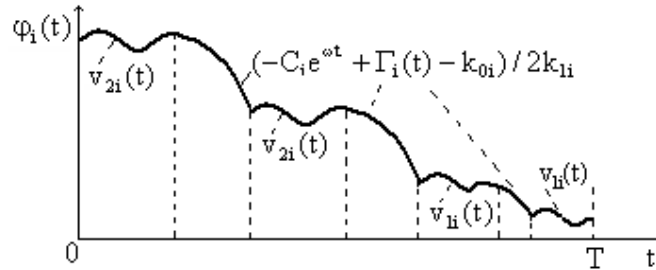


Рис. 3. График изменения объема выпуска i -й продукции от времени

Теперь рассмотрим случай, когда сумма капитальных вложений ограничена (5). При этом могут возникнуть ситуации, при которых не все предприятия, которые выпускают новые виды продукции при переработке техногенных ресурсов, могут работать в оптимальном режиме, т.е. некоторые предприятия перестанут работать, а другие будут производить продукции меньше, чем предполагалось (максимальный текущий спрос). В этом случае, чтобы найти оптимальную стратегию выпуска продукции, необходимо применить **алгоритм 2**.

Алгоритм 2. Учитывая результат **теоремы 2** для случая, когда $T = T_{\max}$, из (18) определим значения $\min \varphi_i(t)$ и $\max \varphi_i(t)$. При этом функция $G_i(\varphi_i(t))$ принимает дискретные значения в интервале $[\min \varphi_i(t), \max \varphi_i(t)]$, поскольку имеет ступенчатый вид (рис.1). Допустим, $G_i(\varphi_i(t))$ принимает дискретные значения $g_{i1}, g_{i2}, \dots, g_{iq(i)}$ в интервале $[\min \varphi_i(t), \max \varphi_i(t)]$, где $g_{i1} < g_{i2} < \dots < g_{iq(i)}$, $q(i)$ - количество принимаемых дискретных значений.

Имея оптимальное значение G_i , однозначно можно определить $\max \varphi_i$ (рис.1), т.е. $\max \varphi_i$ тоже принимает дискретные значения с учетом ограничения (5).

Обозначим через $\bar{G} = (G_1, G_2, \dots, G_n)$ - вектор капитальных вложений.

На первом шаге **алгоритма 2** принимается, что $G_i(\varphi_i) = g_{iq(i)}$, т.е. имеем вектор

$\bar{G} = (g_{1q(1)}, g_{2q(2)}, \dots, g_{nq(n)})$. В случае, когда $\sum_{i=1}^n G_i(\varphi_i) \leq D$, значение $\bar{G}$ оптимальное, следовательно, алгоритм завершает работу.

В случае, когда $\sum_{i=1}^n G_i(\varphi_i) > D$, рассматриваются следующие n вариантов:

$$\overline{G} = (g_{1(q(1)-1)}, q_{2q(2)}, \dots, a_{nq(n)}); \quad \overline{G} = (g_{1q(1)}, q_{2(q(2)-1)}, \dots, a_{nq(n)}); \quad \dots$$

$\overline{G} = (g_{1q(1)}, q_{2q(2)}, \dots, a_{n(q(n)-1)})$. Для каждого варианта рассчитывается значение целевой функции (1). Из этих n значений находим максимум целевой функции. Выбираем вариант, соответствующий максимуму целевой функции. Если имеется несколько вариантов, при которых достигается один и тот же максимум целевой функции (1), тогда алгоритм продолжает работу для каждого из них отдельно, а из окончательных решений выбирается самое лучшее. Таким образом, **алгоритм 2** на каждом шаге исключает один из компонентов текущего вектора $\overline{G}$ и заменяет его более оптимальным значением. Если на некотором шаге исключается g_{ii} , $i = \overline{1, n}$, тогда принимается, что производство i -й продукции прекращается.

Многokrатно применяя вышеописанные операции над текущим значением $\overline{G}$, **алгоритм 2** определит оптимальный вектор капитальных вложений, следовательно, и оптимальные значения $\max \varphi_i$, $i = \overline{1, n}$. Окончательный вариант $\varphi_i(t)$ решения задачи (1)-(5) определяется на основе **алгоритма 1**, а новое значение T - согласно описанному ранее методу.

График оптимального решения $\varphi_i(t)$ задачи (1)-(5) приведен на рис. 4.

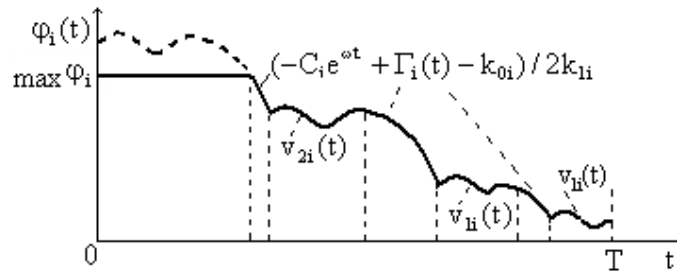


Рис. 4. График изменения объема выпуска i -й продукции

Учитывая окончательные значения функций $\varphi_i(t)$, разработан прикладной программный пакет **DTechMultiProduction** решения задачи при помощи модели (1)-(5) с применением **алгоритма 1** и **алгоритма 2**.

Проведенные на основе численного примера [3] вычисления с помощью прикладного пакета **DTechMultiProduction** показали результат, адекватный описанному в [3], что также экспериментально подтверждает эффективность разработанной математической модели и алгоритмов при решении типовых задач обоснования и оптимальной переработки техногенных ресурсов различных отраслей.

Работа выполнена в рамках госбюджетного исследовательского проекта “Разработка и внедрение диалоговой автоматизированной системы оптимального

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Бадалян М.Г.** Комплексное использование отходов добычи и обработки вулканического сырья для производства строительных материалов: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук / МХТИ. - М., 1991. - 42 с.
2. **Хамитов Р.А., Чернов А. П., Меньшиков В. Г.** Анализ состояния отходов добычи и обогащения твердого минерального сырья. Методы и пути переработки техногенных месторождений // Башкир. экол. вестник. - 2000. - N 3. - С. 8-11.
3. **Адеева Л.Н.** Научные и практические основы экологических технологий комплексной переработки производственных отходов в крупном промышленном регионе / Иркут. гос. техн. ун-т. - Иркутск, 2002. - 32 с.
4. **Киракосян Г.Т.** Методы оптимального проектирования схем утилизации промышленных отходов: Автореф. дис. ... д-ра техн. наук. - Ереван, 2000. - 32 с.
5. **Feichtinger G., Hartl R. F.** Optimale Kontrolle okonomischer Prozesse // Anwendungen des Maximumprinzips in den Wirtschaftswissenschaften de Gruyter. - Berlin, 1986. - 681 p.
6. **Понтрягин Л.С., Болтянский В.Г., Гамкрелидзе Р.В., Мищенко Е.Ф.** Математическая теория оптимальных процессов. - М.: Наука, 1976. - 392с.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 18.03.2005.

Մ.Վ. ԳԵՎՈՐԳՅԱՆ, Գ.Տ. ԿԻՐԱԿՈՍՅԱՆ

**ՏԵԽՆԱԾԻՆ ՊԱՇՏԱՐԻ ՕՊՏԻՄԱԼ ՎԵՐԱՄՇԱԿՄԱՆ ԴԻՆԱՄԻԿԱԿԱՆ ՄԱԹԵՄԱՏԻԿԱԿԱՆ
ՄՈԴԵԼ ԵՎ ԾՐԱԳՐԱՅԻՆ ԱՊԱՀՈՎՈՒՄ**

Նախագծված է տեխնաձին պաշարի օպտիմալ վերամշակման տնտեսական մաթեմատիկական դինամիկական մոդել և խնդրի լուծման ավտորիթմի ծրագրային ապահովում՝ տարածաշրջանում բազմաթիվ դեֆիցիտ ապրանքների արտադրության կազմակերպման համար: Ներկայացված է խնդրի լուծումը՝ հիմնված Էյլեր-Լագրանժի մեթոդի վրա, ապացուցված են լուծման օպտիմալության մասին թեորեմներ:

M.V. GEVORGYAN, G.T. KIRAKOSSIAN

**DYNAMIC MATHEMATICAL MODEL AND SOFTWARE FOR TECHNOGENE RESOURCE
OPTIMUM UTILIZATION**

A dynamic economical and mathematical model is developed. The problem solving algorithm software of technogene resource optimum utilization for producing a variety of deficit products in the region is given. The problem solution based on Euler-Lagrange method is presented, decision making optimality theorems are proved.

Р.М. ХАЧАТРЯН

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ НАСОСНОЙ СТАНЦИИ ПРИ ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ РАБОТЕ m ГРУПП НЕОДИНАКОВЫХ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ НАСОСОВ СОВМЕСТНО С n ГРУППАМИ НЕОДИНАКОВЫХ НАГНЕТАТЕЛЬНЫХ ТРУБОПРОВОДОВ

Получены аналитические зависимости по определению производительности насосной станции и развиваемого насосами напора, производительности и коэффициента изменения производительности насоса любой марки, а также расхода жидкости, проходящей по нагнетательному трубопроводу любого диаметра, для наиболее общего случая, когда m групп центробежных насосов различных марок в любых количествах $m_1, \dots, m_i, \dots, m_m$ работают параллельно, совместно с n группами неодинаковых нагнетательных трубопроводов в любых количествах $n_1, \dots, n_j, \dots, n_n$.

Ключевые слова: неодинаковые центробежные насосы, неодинаковые нагнетательные трубопроводы, уравнения индивидуальных характеристик насосов, параллельная работа насосов, производительность насосной станции, коэффициент изменения производительности насоса, аналитическая зависимость.

Дальнейшее развитие экономики стран, существенная часть территорий которых расположена на горных и предгорных зонах, наряду с развитием промышленности, тесно связано также с освоением новых земель для сельскохозяйственного пользования.

С целью орошения этих земель и обводнения горных пастбищ, водоснабжения населенных мест и промышленных предприятий целесообразно, с экономической точки зрения, в первую очередь использовать высокорасположенные водные ресурсы посредством гравитационной системы водоснабжения. Однако из-за их сравнительной скудности в большинстве случаев приходится основную часть необходимого количества воды подавать из нижерасположенных водоисточников насосами.

В силу динамичности процесса развития возникает необходимость увеличения в насосных станциях количества насосов различных марок и нагнетательных трубопроводов разных диаметров.

Общеизвестно также, что в мире существует немало крупных систем водоснабжения с мощными насосными станциями, многоступенчатый суточный график режима работы которых практически идентифицирован с графиком максимального суточного водопотребления населенного места. Такие системы водоснабжения называются "безбашенными", так как в них отпадает необходимость устройства водонапорной башни (или наземного водонапорного резервуара) из-за получившегося нулевого регулирующего объема воды. Этого можно достичь при наличии в насосной станции достаточного числа насосов различных марок и нагнетательных трубопроводов разных диаметров. Однако

в технической литературе по насосам и насосным станциям нет соответствующих аналитических зависимостей для вышеупомянутых случаев.

С целью восполнения этого пробела ниже приводится последовательность получения вышеуказанных аналитических зависимостей для наиболее общего случая.

Уравнения индивидуальных характеристик $Q_H - H_H$ параллельно работающих m неодинаковых центробежных насосов для области высоких КПД можно представить в следующем виде [1,2]:

$$H_{Hi} = H_{\Phi i} - S_{\Phi i} Q_{Hi}^2, \quad (1)$$

где $H_{Hi} = H_H$ – общий напор для параллельно работающих m неодинаковых центробежных насосов; $H_{\Phi i}$, $S_{\Phi i}$ и Q_{Hi} – соответственно фиктивный напор, фиктивное гидравлическое сопротивление и производительность i -го насоса.

Суммарная производительность параллельно работающих m групп неодинаковых центробежных насосов, состоящих соответственно из $m_1, \dots, m_i, \dots, m_m$ одинаковых насосов, определится уравнением

$$\sum Q_H = \sum_{i=1}^m m_i Q_{Hi} = \sum_{i=1}^m m_i \sqrt{\frac{H_{\Phi i} - H_H}{S_{\Phi i}}}. \quad (2)$$

Возведение обеих частей уравнения (2) в квадрат дает

$$(\sum Q_H)^2 = \sum_{i=1}^m \left(m_i \sqrt{\frac{H_{\Phi i} - H_H}{S_{\Phi i}}} \right)^2 + 2 \sum_{\substack{i=1 \\ k \neq i}}^{m-1} m_i m_k \sqrt{\frac{(H_{\Phi i} - H_H)(H_{\Phi k} - H_H)}{S_{\Phi i} S_{\Phi k}}} \quad (k = 2, \dots, m). \quad (3)$$

Заменяя в (3) среднеарифметическое значение напоров $H_{\Phi i}$ и $H_{\Phi k}$ их среднегеометрическим значением

$$H_{\Phi i} + H_{\Phi k} \approx 2\sqrt{H_{\Phi i} H_{\Phi k}}, \quad (4)$$

после простых преобразований будем иметь

$$(\sum Q_H)^2 = \left(\sum_{i=1}^m m_i \sqrt{\frac{H_{\Phi i}}{S_{\Phi i}}} \right)^2 - H_H \left(\sum_{i=1}^m \frac{m_i}{\sqrt{S_{\Phi i}}} \right)^2. \quad (5)$$

Решая зависимость (5) относительно H_H , получим уравнение суммарной характеристики $\sum Q_H - H_H$ параллельно работающих m групп неодинаковых центробежных насосов:

$$H_H = \left[\left(\sum_{i=1}^m m_i \sqrt{\frac{H_{\Phi i}}{S_{\Phi i}}} \right)^2 - (\sum Q_H)^2 \right] / \left(\sum_{i=1}^m \frac{m_i}{\sqrt{S_{\Phi i}}} \right)^2. \quad (6)$$

Уравнения индивидуальных характеристик $Q_{HT} - H_T$ параллельно работающих n неодинаковых трубопроводов имеют вид

$$H_{Ti} = H_{\Gamma} + \sum h_{Ti}, \quad (7)$$

где $H_{Ti} = H_T$ – общий напор для параллельно работающих n ниток неодинаковых трубопроводов, m ; H_{Γ} – геометрическая высота подачи жидкости, равная разности отметок максимального уровня жидкости в баке водонапорной башни (в водонапорном резервуаре) и минимального ее уровня в резервуаре

чистой воды, m ; Σh_{Ti} – суммарная потеря напора во всасывающем и нагнетательных трубопроводах вдоль любой из его ниток, m :

$$\Sigma h_{Ti} = (S_{BTi} + S'_{HTi}) Q_{Hi}^2 + S_{HTj} Q_{HTj}, \quad (8)$$

S_{BTi} , S'_{HTi} и S_{HTj} – соответственно полное гидравлическое сопротивление всасывающего и нагнетательных трубопроводов, расположенных внутри и вне здания насосной станции, $(с/м^3)^2 м$; Q_{Hi} и Q_{HTj} – соответственно расход жидкости, подаваемой одним из m неодинаковых центробежных насосов и проходящей по одному из n неодинаковых нагнетательных трубопроводов, $м^3/с$.

Расход жидкости, подаваемой по каждому из n параллельно работающих неодинаковых нагнетательных трубопроводов, установленных вне здания насосной станции, согласно (7) и (8), с учетом, что

$$H_{Ti} = H_T = \text{idem}$$

и

$$(S_{BTi} + S'_{HTi}) Q_{Hi}^2 = (S_{BT} + S'_{HT}) Q_H^2 = \text{idem}, \quad (9)$$

определяется по зависимости

$$Q_{HTj} = \sqrt{[H_T - H_\Gamma - (S_{BT} + S'_{HT}) Q_H^2] / S_{HTj}}. \quad (10)$$

Суммарный расход жидкости, подаваемой по всем n группам неодинаковых нагнетательных трубопроводов, равен

$$\Sigma Q_{HT} = \sum_{j=1}^n n_j Q_{HTj} = \sqrt{H_T - H_\Gamma - (S_{BT} + S'_{HT}) Q_H^2} \cdot \sum_{j=1}^n \frac{n_j}{\sqrt{S_{HTj}}}. \quad (11)$$

Уравнение суммарной характеристики $\Sigma Q_{HT} - H_T$ параллельно работающих n групп неодинаковых трубопроводов, согласно (11), будет

$$H_T = H_\Gamma + (S_{BT} + S'_{HT}) Q_H^2 + \left(\sum_{j=1}^n \frac{n_j}{\sqrt{S_{HTj}}} \right)^{-2} \cdot (\Sigma Q_{HT})^2. \quad (12)$$

Раскроем выражение второго слагаемого правой части зависимости (12).

Суммарный расход жидкости, подаваемой m группами неодинаковых центробежных насосов, согласно (13), вытекающей из (9),

$$Q_{Hi} = Q_H \sqrt{S_{BT} + S'_{HT}} / \sqrt{S_{BTi} + S'_{HTi}}, \quad (13)$$

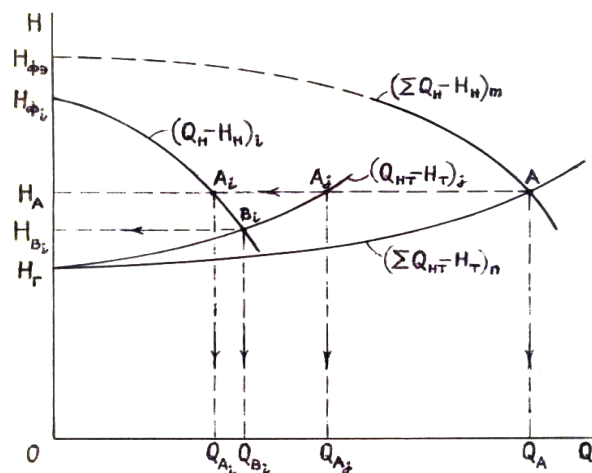
будет

$$\Sigma Q_H = \sum_{i=1}^m m_i Q_{Hi} = \sqrt{S_{BT} + S'_{HT}} \cdot Q_H \cdot \sum_{i=1}^m \frac{m_i}{\sqrt{S_{BTi} + S'_{HTi}}}, \quad (14)$$

откуда получим

$$(S_{BT} + S'_{HT}) Q_H^2 = \left(\sum_{i=1}^m \frac{m_i}{\sqrt{S_{BTi} + S'_{HTi}}} \right)^{-2} \cdot (\Sigma Q_H)^2. \quad (15)$$

Подставляя (15) в (12) и имея в виду, что из условия неразрывности движения жидкости имеет место равенство $\Sigma Q_H = \Sigma Q_{HT}$, получим окончательное выражение уравнения суммарной характеристики $\Sigma Q_{HT} - H_T$ при

$$H_T = H_\Gamma + \left[\left(\sum_{i=1}^m \frac{m_i}{\sqrt{S_{BTi} + S'_{HTi}}} \right)^{-2} + \left(\sum_{j=1}^n \frac{n_j}{\sqrt{S_{HTj}}} \right)^{-2} \right] \cdot (\sum Q_{HT})^2 \quad (16)$$
$$\mathbf{H}_T = \mathbf{H}_\Gamma + \mathbf{S}_{T\Theta} (\sum \mathbf{Q}_{HT})^2, \quad (17)$$
$$\mathbf{S}_{\text{ITB}} = \left(\sum_{i=1}^m \frac{m_i}{\sqrt{S_{\text{BTi}} + S'_{\text{HTi}}}} \right)^{-2} + \left(\sum_{j=1}^n \frac{n_j}{\sqrt{S_{\text{HTj}}}} \right)^{-2}. \quad (18)$$


Приравнивая правые части уравнений (6) и (16) и имея в виду, что для режимной точки А совместной работы системы насосы – трубопроводы (рис.) имеют место равенства

$$\Sigma Q_H = \Sigma Q_{HT} = Q_A,$$

605

$$Q_A = \sqrt{\frac{\left(\sum_{i=1}^m m_i \sqrt{H_{\Phi i} / S_{\Phi i}}\right)^2 / \left(\sum_{i=1}^m m_i / \sqrt{S_{\Phi i}}\right)^2 - H_{\Gamma}}{\left(\sum_{i=1}^m m_i / \sqrt{S_{\Phi i}}\right)^{-2} + \left(\sum_{i=1}^m m_i / \sqrt{S_{BTi} + S'_{HTi}}\right)^{-2} + \left(\sum_{j=1}^n n_j / \sqrt{S_{HTj}}\right)^{-2}}}. \quad (20)$$

Имея в виду, что уменьшаемое в числителе подкоренной дроби представляет собой фиктивный напор, а первое слагаемое в знаменателе – фиктивное гидравлическое сопротивление суммарной характеристики $\sum Q_H - H_H$ параллельно работающих m групп неодинаковых центробежных насосов, т.е.

$$H_{\Phi m} = \left(\sum_{i=1}^m m_i \sqrt{H_{\Phi i} / S_{\Phi i}}\right)^2 / \left(\sum_{i=1}^m m_i / \sqrt{S_{\Phi i}}\right)^2 \quad (21)$$

и

$$S_{\Phi m} = \left(\sum_{i=1}^m m_i / \sqrt{S_{\Phi i}}\right)^{-2}, \quad (22)$$

зависимость (20), с учетом (21), (22) и (18), можно представить в следующем виде:

$$Q_A = \sqrt{\frac{H_{\Phi m} - H_{\Gamma}}{S_{\Phi m} + S_{T3}}}. \quad (23)$$

С целью уменьшения хотя и незначительного увеличения производительности насосной станции, вызванного принятием допущения (4), нами введен поправочный коэффициент K_m , который при совместной параллельной работе m групп неодинаковых центробежных насосов представлен зависимостью

$$K_m = \frac{2\sqrt{H_{\Phi 1} H_{\Phi 2}}}{H_{\Phi 1} + H_{\Phi 2}} \cdot \frac{2\sqrt{H_{\Phi 2} H_{\Phi 3}}}{H_{\Phi 2} + H_{\Phi 3}} \dots \frac{2\sqrt{H_{\Phi (m-1)} H_{\Phi m}}}{H_{\Phi (m-1)} + H_{\Phi m}}. \quad (24)$$

При совместной параллельной работе двух групп неодинаковых центробежных насосов поправочный коэффициент K_2 равен первой дроби зависимости (24); при параллельной работе трех групп неодинаковых насосов поправочный коэффициент K_3 равен произведению первых двух дробей и т.д.

С учетом поправочного коэффициента K_m зависимость (20) запишется в виде

$$Q_{A'} = \sqrt{\frac{K_m \left(\sum_{i=1}^m m_i \sqrt{H_{\Phi i} / S_{\Phi i}}\right)^2 / \left(\sum_{i=1}^m m_i / \sqrt{S_{\Phi i}}\right)^2 - H_{\Gamma}}{K_m \left(\sum_{i=1}^m m_i / \sqrt{S_{\Phi i}}\right)^{-2} + \left(\sum_{i=1}^m m_i / \sqrt{S_{BTi} + S'_{HTi}}\right)^{-2} + \left(\sum_{j=1}^n n_j / \sqrt{S_{HTj}}\right)^{-2}}}. \quad (25)$$

или, аналогично (23), в виде

$$Q_{A'} = \sqrt{\frac{K_m H_{\Phi m} - H_{\Gamma}}{K_m S_{\Phi m} + S_{\Gamma\Delta}}} . \quad (26)$$

Аналитическое выражение для определения развиваемого насосами напора в наиболее общем случае, когда m групп неодинаковых центробежных насосов в любых количествах $m_1, \dots, m_i, \dots, m_m$ работают параллельно, совместно с n группами неодинаковых нагнетательных трубопроводов в любых количествах $n_1, \dots, n_j, \dots, n_n$, учитывая, что для режимной точки А (рис.) имеет место равенство (19), согласно (6), будет иметь вид

$$H_A = \left[\left(\sum_{i=1}^m m_i \sqrt{\frac{H_{\Phi i}}{S_{\Phi i}}} \right)^2 - Q_A^2 \right] / \left(\sum_{i=1}^m \frac{m_i}{\sqrt{S_{\Phi i}}} \right)^2 \quad (27)$$

или, согласно (16),

$$H_A = H_{\Gamma} + \left[\left(\sum_{i=1}^m \frac{m_i}{\sqrt{S_{B\Gamma i} + S'_{H\Gamma i}}} \right)^{-2} + \left(\sum_{j=1}^n \frac{n_j}{\sqrt{S_{H\Gamma j}}} \right)^{-2} \right] \cdot Q_A^2 , \quad (28)$$

краткую запись которого, с учетом (18), можно представить в виде

$$H_A = H_{\Gamma} + S_{\Gamma\Delta} Q_A^2 . \quad (29)$$

С учетом поправочного коэффициента K_m зависимость (27) запишется в виде

$$H_{A'} = K_m \left[\left(\sum_{i=1}^m m_i \sqrt{\frac{H_{\Phi i}}{S_{\Phi i}}} \right)^2 - Q_{A'}^2 \right] / \left(\sum_{i=1}^m \frac{m_i}{\sqrt{S_{\Phi i}}} \right)^2 . \quad (30)$$

Приравняв правые части уравнений (7) и (12), с учетом (8), (9) и (19), получим зависимость для определения расхода жидкости, подаваемой по любому из n неодинаковых нагнетательных трубопроводов (j), установленных вне здания насосной станции:

$$Q_{H\Gamma j} = \frac{Q_A}{\sqrt{S_{H\Gamma j}} \left(\sum_{j=1}^n n_j / \sqrt{S_{H\Gamma j}} \right)} . \quad (31)$$

Для получения зависимости по определению производительности любого из центробежных насосов (i) при параллельной работе m групп неодинаковых центробежных насосов совместно с n группами неодинаковых нагнетательных трубопроводов следует приравнять правые части уравнений (1) и (28). Имея в виду, что для точки A_i (рис.) производительность насоса $Q_{Hi} = Q_{Ai}$, после простых преобразований будем иметь

$$Q_{Ai} = \sqrt{\frac{1}{S_{\Phi i}} \left\{ H_{\Phi i} - H_{\Gamma} - \left[\left(\sum_{i=1}^m \frac{m_i}{\sqrt{S_{B\Gamma i} + S'_{H\Gamma i}}} \right)^{-2} + \left(\sum_{j=1}^n \frac{n_j}{\sqrt{S_{H\Gamma j}}} \right)^{-2} \right] \cdot Q_A^2 \right\}} \quad (32)$$

или, с учетом (28),

$$Q_{Ai} = \sqrt{\frac{H_{\Phi i} - H_A}{S_{\Phi i}}} . \quad (33)$$

Зависимость по определению производительности того же центробежного насоса (i) при совместной его работе с любым нагнетательным трубопроводом

(j) получим приравниванием правых частей уравнений (1) и (7) с учетом (8).

Имея в виду, что для режимной точки В_i (рис.) имеет место равенство $Q_{Hi} = Q_{HTj} = Q_{Bi}$, после простых преобразований получим

$$Q_{Bi} = \sqrt{\frac{H_{\Phi i} - H_{\Gamma}}{S_{\Phi i} + S_{BTi} + S'_{HTi} + S_{HTj}}} . \quad (34)$$

Изменение производительности любого из насосов (i) при параллельной работе m групп неодинаковых центробежных насосов совместно с n группами неодинаковых нагнетательных трубопроводов, по сравнению с производительностью того же насоса (i) при совместной его работе с любым из нагнетательных трубопроводов (j), выразим через коэффициент изменения производительности, имеющий вид [4]

$$\beta_{mi/nj} = Q_{Ai} / Q_{Bi} . \quad (35)$$

Подставляя выражения Q_{Ai} и Q_{Bi} соответственно из (32) и (34) в (35), получим

$$\beta_{mi/nj} = \sqrt{\frac{S_{\Phi i} + S_{BTi} + S'_{HTi} + S_{HTj}}{S_{\Phi i} (H_{\Phi i} - H_{\Gamma})}} \left\{ H_{\Phi i} - H_{\Gamma} - \left[\left(\sum_{i=1}^m \frac{m_i}{\sqrt{S_{BTi} + S'_{HTi}}} \right)^{-2} + \left(\sum_{j=1}^n \frac{n_j}{\sqrt{S_{HTj}}} \right)^{-2} \right] \cdot Q_A^2 \right\} \quad (36)$$

или, с учетом (28),

$$\beta_{mi/nj} = \sqrt{\frac{S_{\Phi i} + S_{BTi} + S'_{HTi} + S_{HTj}}{S_{\Phi i} (H_{\Phi i} - H_{\Gamma})}} \cdot (H_{\Phi i} - H_A) . \quad (37)$$

Для доказательства достоверности и высокой точности результатов, полученных по предложенным в статье зависимостям, рассмотрим числовые примеры по определению производительности насосной станции при параллельной работе центробежных насосов трех различных марок в количествах $m_1 = 3$, $m_2 = 2$ и $m_3 = 1$, совместно с нагнетательными трубопроводами трех разных диаметров в количествах $n_1 = 3$, $n_2 = 2$ и $n_3 = 1$, при их параметрах, приведенных в табл.1.

Расчеты произведены при длинах нагнетательных трубопроводов $L_{HT} = 250 \dots 4000$ м и геометрической высоте подачи жидкости $H_{\Gamma} = 45$ м. При этом потерями напора во всасывающих и нагнетательных трубопроводах, установленных внутри здания насосной станции, а также местными потерями напора в нагнетательных трубопроводах, установленных вне здания насосной станции, ввиду ограниченности объема статьи, пренебрегаем.

Таблица 1

Марка насоса		Ко- ли- чес- тво на- со- сов,	Параметры насосов			Параметры нагнетательных трубопроводов		
нынеш- няя	преж- няя		фик- тив- ный на- пор,	фиктив- ное гид- равли- ческое сопро- тивле- ние,	расходы опти- маль- ной об- ласти насосов,	диа- метр,	удель- ное ги- драв- liches- кое со- против- ление,	коли- чес- тво ни- ток,
		m , <i>шт</i>	H_{Φ} , <i>м</i>	S_{Φ} , $(с/л)^2 м$	$Q_{\text{опт.обл.}}$, <i>л/с</i>	d , <i>мм</i>	S_0 , $(с/м^3)^2$	n , <i>шт</i>
ДЗ20-70	6НДс	3	92,6	0,0033	60-92	300	0,9485	3
Д500-65	10Д-6	2	80,7	0,00084	111-167	400	0,2189	2
К90/55	4К-8	1	67,3	0,0217	19,4-33,4	200	8,092	1

Сначала определим значения фиктивного напора и фиктивного гидравлического сопротивления суммарной характеристики $\sum Q_H - H_H$ параллельно работающих трех групп центробежных насосов. Подставляя соответствующие значения в (21) и (22), будем иметь

$$H_{\Phi(m_1 \dots m_3)} = \frac{\left(3\sqrt{\frac{92,6}{0,0033}} + 2\sqrt{\frac{80,7}{0,00084}} + 1\sqrt{\frac{67,3}{0,0217}} \right)^2}{\left(\frac{3}{\sqrt{0,0033}} + \frac{2}{\sqrt{0,00084}} + \frac{1}{\sqrt{0,0217}} \right)^2} \approx 84,693 \text{ м}$$

и

$$S_{\Phi(m_1 \dots m_3)} = \left(\frac{3}{\sqrt{0,0033}} + \frac{2}{\sqrt{0,00084}} + \frac{1}{\sqrt{0,0217}} \right)^{-2} \approx 61,018 \cdot 10^{-6} (с/л)^2 м.$$

Эквивалентное гидравлическое сопротивление трубопроводов насосной станции, согласно (18), с учетом принятых выше допущений, определяется за-висимостью

$$S_{ТЭ} \approx S_{НТЭ} = \left(\sum_{j=1}^n \frac{n_j}{\sqrt{S_{НТj}}} \right)^{-2}, \quad (38)$$

где гидравлическое сопротивление нагнетательных трубопроводов при вы-бранных их диаметрах и различных их длинах определяется по зависимости

$$S_{НТj} = K_j S_{0j} L_{НТ}. \quad (39)$$

Значения $S_{НТj}$ при коэффициенте $K_j=1$ приведены в табл.2

Таблица 2

Параметры нагнетательных трубопроводов		Гидравлическое сопротивление нагнетательных трубопроводов, $S_{HTJ}, (c/m^3)^2 m$						
диа-метр,	удельн. сопро-т.,	при длине последних, L_{HT}, m						
$d,$ mm	$S_0,$ $(c/m^3)^2$	250	500	750	1000	1500	2000	4000
300	0,9485	237,125	474,25	711,375	948,5	1422,75	1897	3794
400	0,2189	54,725	109,45	164,175	218,9	328,35	437,8	875,6
200	8,092	2023	4046	6069	8092	12138	16184	32368

Подставляя соответствующие значения при длине нагнетательного трубопровода $L_{HT} = 250$ м в (38), получим

$$S_{HT\bar{z}} = \left(\frac{3}{\sqrt{237,125}} + \frac{2}{\sqrt{54,725}} + \frac{1}{\sqrt{2023}} \right)^{-2} \approx 4,209 \cdot 10^{-6} (c/l)^2 m.$$

Результаты расчетов сведены в табл.3 .

Таблица 3

Эквивалентное гидравлическое сопротивление нагнетательных трубопроводов, $S_{T\bar{z}} \approx S_{HT\bar{z}}, (c/m^3)^2 m$						
при длине последних, L_{HT}, m						
250	500	750	1000	1500	2000	4000
4,209	8,419	12,628	16,837	25,256	33,675	67,349

Аналитические зависимости (23) и (26), с учетом принятых выше допущений, соответственно примут вид

$$Q_A = \sqrt{\frac{H_{\Phi(m_1 \dots m_3)} - H_{\Gamma}}{S_{\Phi(m_1 \dots m_3)} + S_{HT\bar{z}}}} \quad (40)$$

и

$$Q_{A'} = \sqrt{\frac{K_m H_{\Phi(m_1 \dots m_3)} - H_{\Gamma}}{K_m S_{\Phi(m_1 \dots m_3)} + S_{HT\bar{z}}}}, \quad (41)$$

где

$$K_m = \frac{2\sqrt{H_{\Phi_1} H_{\Phi_2}}}{H_{\Phi_1} + H_{\Phi_2}} \cdot \frac{2\sqrt{H_{\Phi_2} H_{\Phi_3}}}{H_{\Phi_2} + H_{\Phi_3}} = \frac{2\sqrt{92,6 \cdot 80,7}}{92,6 + 80,7} \cdot \frac{2\sqrt{80,7 \cdot 67,3}}{80,7 + 67,3} \approx 0,9935.$$

Подставляя соответствующие значения в (40) и (41), при $H_{\Gamma} = 45$ и $L_{HT} = 250$ соответственно будем иметь

$$Q_A = \sqrt{\frac{(84,693 - 45) \cdot 10^6}{61,018 + 4,209}} \approx 780,087 \text{ л/с}$$

и

$$Q_A = \sqrt{\frac{(0,9935 \cdot 84,693 - 45) \cdot 10^6}{0,9935 \cdot 61,018 + 4,209}} \approx 777,045 \text{ л/с}.$$

Значения производительности насосной станции, рассчитанные по зависимостям (40) и (41), согласно данным табл. 1 и 3, при длинах нагнетательных трубопроводов $L_{HT} = 250 \dots 4000 \text{ м}$ и геометрической высоте подачи жидкости $H_{\Gamma} = 45 \text{ м}$, сведены в табл. 4.

В этой таблице, с целью сравнения, приведены также значения производительности, рассчитанные, при прочих равных условиях, методом последовательных приближений по зависимости (2), и проценты отклонений от них. Как видно из табл. 4, отклонения значений производительности насосной станции, рассчитанных по предложенным зависимостям, от таковых, рассчитанных по методу последовательных приближений, при достаточно широком диапазоне изменения длин нагнетательных трубопроводов составляют доли процента, что свидетельствует об их высокой, с практической точки зрения, точности.

Таблица 4

Геометрическая высота подачи жидкости, $H_{\Gamma}, \text{ м}$	Длина нагнетательного трубопровода, $L_{HT}, \text{ м}$	Производительность насосной станции $Q_A, \text{ л/с}$				
		методом послед. приближений по зависимости (2)	по аналитической зависимости (20)	процент отклонения	по аналитической зависимости (25)	процент отклонения
45	250	778,021	780,087	+0,266	777,045	-0,125
	500	753,821	756,072	+0,299	752,985	-0,111
	750	731,714	734,147	+0,333	731,030	-0,094
	1000	711,412	714,025	+0,367	710,890	-0,073
	1500	675,324	678,294	+0,440	675,148	-0,026
	2000	644,109	647,440	+0,517	644,306	+0,031
	4000	550,941	556,071	+0,931	553,076	+0,388

Рассмотрим два частных случая:

1. При параллельной работе m одиночных неодинаковых центробежных насосов ($m_1 = \dots = m_i = \dots = m_m = 1$) совместно с n одиночными неодинаковыми нагнетательными трубопроводами ($n_1 = \dots = n_j = \dots = n_n = 1$) зависимости (20) и (25) соответственно запишутся в виде [5]

$$Q_A = \sqrt{\frac{\left(\sum_{i=1}^m \sqrt{H_{\Phi i} / S_{\Phi i}}\right)^2 / \left(\sum_{i=1}^m 1 / \sqrt{S_{\Phi i}}\right)^2 - H_{\Gamma}}{\left(\sum_{i=1}^m 1 / \sqrt{S_{\Phi i}}\right)^{-2} + \left(\sum_{i=1}^m 1 / \sqrt{S_{BTi} + S'_{HTi}}\right)^{-2} + \left(\sum_{j=1}^n 1 / \sqrt{S_{HTj}}\right)^{-2}} \quad (42)$$

и

$$Q_{A'} = \sqrt{\frac{K_m \left(\sum_{i=1}^m \sqrt{H_{\Phi_i} / S_{\Phi_i}} \right)^2 / \left(\sum_{i=1}^m 1 / \sqrt{S_{\Phi_i}} \right)^2 - H_{\Gamma}}{K_m \left(\sum_{i=1}^m 1 / \sqrt{S_{\Phi_i}} \right)^{-2} + \left(\sum_{i=1}^m 1 / \sqrt{S_{BT_i} + S'_{HT_i}} \right)^{-2} + \left(\sum_{j=1}^n 1 / \sqrt{S_{HT_j}} \right)^{-2}}}, \quad (43)$$

а вместо (36) будем иметь

$$\beta_{mi/nj} = \sqrt{\frac{S_{\Phi_i} + S_{BT_i} + S'_{HT_i} + S_{HT_j}}{S_{\Phi_i}(H_{\Phi_i} - H_{\Gamma})}} \left\{ H_{\Phi_i} - H_{\Gamma} - \left[\left(\sum_{i=1}^m \frac{1}{\sqrt{S_{BT_i} + S'_{HT_i}}} \right)^{-2} + \left(\sum_{j=1}^n \frac{1}{\sqrt{S_{HT_j}}} \right)^{-2} \right] \cdot Q_A^2 \right\}. \quad (44)$$

2. При параллельной работе m одинаковых центробежных насосов ($H_{\Phi_1} = \dots = H_{\Phi_i} = \dots = H_{\Phi_m} = H_{\Phi}$ и $S_{\Phi_1} = \dots = S_{\Phi_i} = \dots = S_{\Phi_m} = S_{\Phi}$) совместно с n одинаковыми нагнетательными трубопроводами ($S_{HT_1} = \dots = S_{HT_j} = \dots = S_{HT_n} = S_{HT}$), согласно зависимости (24), поправочный коэффициент становится равным единице ($K_m=1$), а зависимости (20) и (36) соответственно примут вид, полученный нами ранее [4]:

$$Q_A = \sqrt{(H_{\Phi} - H_{\Gamma}) / \left(\frac{S_{\Phi} + S_{BT} + S'_{HT} + S_{HT}}{m^2} + \frac{S_{HT}}{n^2} \right)} \quad (45)$$

и

$$\beta_{m/n} = \sqrt{\frac{S_{\Phi} / S_T + S_{T_i} / S_T}{S_{\Phi} / S_T + (m/n)^2}}, \quad (46)$$

где

$$S_T = (S_{BT} + S'_{HT})(n/m)^2 + S_{HT} \quad (47)$$

и

$$S_{T_i} = S_{BT} + S'_{HT} + S_{HT}. \quad (48)$$

Резюмируя вышеизложенное, отметим, что на основе зависимостей (16)–(37), полученных нами для наиболее общего случая, при параллельной работе m групп центробежных насосов различных марок в любых количествах $m_1, \dots, m_i, \dots, m_m$ совместно с n группами нагнетательных трубопроводов разных диаметров в любых количествах $n_1, \dots, n_j, \dots, n_n$ можно для любого частного случая определить производительность насосной станции и развиваемый на-сосами напор, производительность и коэффициент изменения производитель-ности насоса любой марки, а также расход жидкости, проходящей по нагнета-тельному трубопроводу любого диаметра. Для этого достаточно подставить в соответствующую зависимость параметры насосов и нагнетательных трубо-проводов, характеризующие существующую или проектируемую насосную станцию.

Оптимальный вариант нагнетательной системы водоснабжения в каждом конкретном случае выбирается путем сравнения технически равноценных вариантов. Тот вариант, сумма приведенных затрат которого на строительство и эксплуатацию системы насосная станция–нагнетательные трубопроводы–водонапорная башня (или наземный водонапорный резервуар)–внешняя водо-проводная сеть минимальна, будет оптимальным.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Прегер Е.А. Аналитический метод исследования совместной работы насосов и трубопроводов канализационных насосных станций //ЛИСИ.-Ленинград, 1974.-61 с.
2. Ильин В.Г. Расчет совместной работы насосов, водопроводных сетей и резервуаров. –Киев: Госстройиздат УССР, 1963.- 136 с.
3. Хачатрян Р.М. Определение эквивалентного сопротивления трубопроводов на-сосной станции //Изв.НАН РА и ГИУА. Сер.ТН.-1999. – Т.52, 13.- С.410 – 414.
4. Хачатрян Р.М. Определение коэффициента редукиции производительности па-раллельно работающих одинаковых центробежных насосов // Исследования по гидротехнике и санитарной технике: Межвузовский тематический сборник научных трудов/ЕрПИ.- Ереван,1984.- С. 64 – 70.
5. Хачатрян Р.М. Определение производительности насосной станции при парал-лельной работе m неодинаковых центробежных насосов с n одинаковыми нагнета-тельными трубопроводами // Изв.НАН РА и ГИУА.Сер.ТН.-2001.-Т.54, 13.-С.444 – 449.

ЕрГУАС . Материал поступил в редакцию 07.08.2003.

Ռ.Մ. ԽԱՉԱՏՐՅԱՆ

ՊՈՍՊԱԿԱՑԱՆԻ ԱՐՏԱԴՐՈՂԱԿԱՆՈՒԹՅՈՒՆԸ ՈՐՈՇԵԼԸ ՏԱՐԲԵՐ ՄԱԿՆԻՇՆԵՐԻ m ԽՈՒՄԲ ԿԵՆՏՐՈՆԱԽՈՒԹՅ ՊՈՍՊԵՐԻ ԶՈՒԳԱՇԵՆ ԱՇԽԱՏԱՆՔԻ ԴԵՊՔՈՒՄ n ԽՈՒՄԲ ՏԱՐԲԵՐ ՏՐԱՄԱԳԾԵՐԻ ՄՂՄԱՆ ԽՈՂՈՎԱԿԱՇԱՐԵՐԻ ՀԵՏ ՀԱՄԱՏԵՂ

Ստացված են պոմպակայանի արտադրողականությունը և պոմպերի ստեղծած ճնշումը, ցանկացած մակնիշի պոմպի արտադրողականությունը և նրա արտադրողականության փոփոխման գործակիցը, ինչպես նաև ցանկացած տրամագծի մղման խողովակաշարով անցնող հեղուկի ելքը որոշելու վերլուծական առնչություններ ամենաընդհանուր դեպքի համար, երբ m խումբ տարբեր մակնիշների ցանկացած $m_1, \dots, m_i, \dots, m_m$ խմբաքանակներով կենտրոնախույս պոմպեր աշխատում են զուգահեռ n խումբ տարբեր տրամագծերի ցանկացած $n_1, \dots, n_j, \dots, n_n$ խմբաքանակներով մղման խողովակաշարերի հետ համատեղ:

R.M. KHACHATRYAN

DETERMINATION OF PUMPING STATION CAPACITY IN THE CASE OF OPERATION PARALLEL TO m GROUP INIDENTICAL CENTRIFUGAL PUMPS WITH n GROUP INIDENTICAL DELIVERY PIPELINES

Analytical dependences for determination of pumping station capacity and pressure developing by pumps, capacity and coefficient of capacity change for pump of any type, and also discharge of fluid passing by delivery pipeline at any diameter, in most general case, when m group centrifugal pumps of different types in any quantity $m_1, \dots, m_i, \dots, m_m$ work in parallel with n group inidentical delivery pipelines in any quantity $n_1, \dots, n_j, \dots, n_n$, are obtained.

КАСЬЯН МАРТЫН ВАГАНОВИЧ
К 100-летию со дня рождения

Действительному члену Академии наук Армении Мартыну Вагановичу Касьяну, выдающемуся ученому-машиностроителю, инженеру, педагогу и общественному деятелю в нынешнем году исполнилось бы 100 лет.



М.В. Касьян родился в сентябре 1905 года в Грузии (г.Абастуман). По окончании средней школы поступил на механический факультет Грузинского политехнического института (ГПИ). Учился отлично и был оставлен на кафедре как молодой специалист, имеющий наклонности к научной и педагогической деятельности. С 1927 г. работал на производстве инженером-механиком, где прошел большую практику на предприятиях машиностроения, и одновременно преподавал на кафедре механической технологии ГПИ. Умело сочетая работу на машиностроительных заводах с научной деятельностью, им в этот период была создана технологическая лаборатория, где изучались основные вопросы резания металлов; закономерности деформации металла, температурных, динамических износных явлений при контактировании режущего инструмента с обрабатываемым материалом. Обобщением этих работ стали кандидатская и докторская

диссертации, которые М.В. Касьян защитил соответственно в 1937 и 1943 годах. Кстати, им тогда впервые выдвигалась идея управления процессом стружкообразования при непрерывном резании, ставшая в дальнейшем основополагающей при решении многих практических задач. Созданная им лаборатория при кафедре “Технология машиностроения” стала одним из научных очагов развития отечественного машиностроения.

В 1949 г. М.В. Касьяна приглашают в Ереванский политехнический институт на должность заместителя директора института по учебной и научной работе и заведующего кафедрой “Технологии машиностроения”. К этому же времени в Академии наук Армении он приступает к разработке основ теории резания камней. В результате проведенных под руководством М.В. Касьяна

комплексных исследований с привлечением большого числа специалистов была создана гамма камнеобрабатывающих станков, выпуск которых освоили Ленинанские механические заводы. Эти исследования послужили мощным стимулом научно-технического прогресса в области добычи и обработки каменных материалов.

Исследовательские работы были развернуты М.В. Касьяном не только в институтских, но и в заводских лабораториях, каждая из которых имела свое научное направление для решения конкретных задач. Были налажены творческие связи не только с ведущими отечественными организациями, но и с организациями других стран.

Под научным руководством М.В. Касьяна разрабатывались актуальные проблемы улучшения несущей способности рабочих поверхностей инструментов путем управления процессом резания, установления закономерностей упрочнения обрабатываемой поверхности, изменения плотности дислокации металла зоны резания и поверхности. Изучались явления, связанные с экзоэлектронной эмиссией, образованием ионного тока и его влиянием на контактные процессы. Исследовались процессы резания как в активных (кислород, эмульсии, пропитанные кислородом), так и в пассивных (аргон, вакуум и др.) средах, вопросы топографии изнашивания резцов, изготовленных из различных материалов. Велась поиски новых режущих материалов и эффективных конструкций инструментов.

Трудно переоценить результаты многолетней, целеустремленной, плодотворной деятельности этого самобытного и трудолюбивого ученого, т.к. замечательная инженерная интуиция позволяла ему безошибочно находить основные направления при решении важных и сложных проблем современного машиностроения.

В 1953 г. М.В. Касьян был избран членом-корреспондентом АН Армении по машиностроению, академиком-секретарем отделения технических наук, а в 1956г. – академиком. В 1957г. его назначили председателем Государственного научно-технического комитета Совета министров Армении.

За 25 лет работы в Армении он подготовил более 4000 инженеров-машиностроителей, 120 специалистов под его руководством защитили кандидатские и докторские диссертации. У него 15 авторских свидетельств на изобретения в области станкостроения, 175 научных статей, монографий и учебников.

Имя М.В. Касьяна известно далеко за пределами нашей страны. Он приглашался для чтения лекций по физическим основам резания металлов в Мишпольский институт тяжелого машиностроения, Данцингский политехнический институт, институт имени Отто фон Герике, Массачусетский технологический институт, Ренселлеровский политехнический институт и т.д.

Являясь председателем Научного совета по проблемам машиноведения при отделении физико-технических наук и механики АН Армении и заместителем академика-секретаря этого отделения, М.В. Касьян принимал активное участие в решении вопросов, представляющих общегосударственный интерес. В частности, к ним относилась технология получения высококачественного железного порошка из руды Разданского месторождения.

В 1970г. М.В. Касьян был удостоен Государственной премии Армении в области науки и техники.

Много сил и энергии Мартын Ваганович отдал общественной деятельности. Он являлся ответственным редактором журнала “Известия АН Армении (Серия технических наук). По его инициативе при Республиканском Совете научно-технических обществ, членом президиума которого он неоднократно избирался, впервые была организована общественная аспирантура, которую он возглавлял 13 лет.

М.В. Касьян был истинным интеллигентом, человеком разносторонних интересов – отлично знал и любил музыку, театр, поэзию (вдохновенно читал сонеты Шекспира, стихи Пушкина, Есенина). Он всегда щедро делился своими увлечениями и знаниями с друзьями и студентами, которые его очень любили и уважали.

Сегодня образ рыцаря науки, вся долгая и яркая жизнь которого была посвящена служению науке на благо родной стране, особенно дорог и значителен для нас – его современников, как ученого, имя которого в ряду самых светлых и благородных корифеев армянской науки XX века.

Редколлегия

САЛТЫКОВ САРКИС АНДРЕЕВИЧ
К **100** ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ

Сочетание творчества инженера и ученого у Саркиса Андреевича Салтыкова выявилось еще на студенческой скамье и утвердилось в его 46-летней деятельности.



Свою инженерную деятельность С.А. Салтыков начал на заводе Ростсельмаш. За годы работы на этом предприятии (более 14 лет) инженер Салтыков стал авторитетным специалистом в области термической обработки, опубликовав более 50 статей (1932-1941 гг.).

Деятельность С.А. Салтыкова в производстве многогранна. Отметим лишь некоторые его работы. Особенно ценной можно считать работу по технологии производства ковкого чугуна – как с точки зрения разработанных им теоретических положений, так и по результатам, полученным при их практическом использовании. На основе исследования процесса графитизации белого чугуна С.А. Салтыков впервые предложил стабильную диаграмму состояния сплавов железо-углерод, содержащих кремний, и отметил факт существования трехфазного равновесия, определив критический интервал температур. На основе этой диаграммы была разработана диффузионная теория графитизации белого чугуна через твердый раствор. Эта работа была доложена в 1932 году на первой Всесоюзной конференции литейщиков в Москве (за год до опубликования аналогичной диаграммы в США). В 1936 году С.А. Салтыков разработал теорию закалки серого чугуна и дал рекомендации по его термической обработке. Вопреки существовавшему тогда мнению авторитетных специалистов, С.А. Салтыков доказал, что правильная закалка и отпуск серого чугуна, резко повышая его износостойкость, одновременно существенно снижает хрупкость чугуна и повышает его прочность. На основе своих исследований С.А. Салтыков предложил ввести закалку деталей серого чугуна на заводе Ростсельмаш, что в дальнейшем было осуществлено и на других заводах. По оценке Главсельмаша (1940 г.), это новшество дало стране 10-12 миллионов рублей и 5-6 тысяч тонн чугуна годовой экономии.

С.А. Салтыкову принадлежит приоритет применения раскислителей с целью создания дополнительных центров графитизации в белом чугуна и ускорения процесса отжига ковкого чугуна. Метод сокращения продолжительности процесса отжига ковкого чугуна за счет введения в жидкий чугун малых доз модификаторов получил широкое распространение в промышленном производстве ковкого чугуна.

С.А. Салтыкову принадлежит также приоритет метода сверхускоренного отжига ковкого чугуна с использованием предварительной закалки отливок белого чугуна перед отжигом.

Еще в 1937 году на заводе Ростсельмаш С.А. Салтыков начал систематическую работу над проблемой количественной оценки пространственной микроструктуры сплавов, которую в дальнейшем продолжил и обобщил в Ереване. Эти исследования были опубликованы в ряде статей и завершились монографией “Введение в стереометрическую металлографию”, изданной Академией наук Армянской ССР в 1950 году.

Стереометрическая металлография, концепция, наименование и большинство методов которой принадлежат С.А. Салтыкову, явилась новым разделом металловедения и представляла собой важный вклад в науку о металлах. Стереометрическая металлография получила всеобщее признание и широкое распространение как в Советском Союзе, так и за рубежом. Применение методов стереометрической металлографии создает эффективные и большие возможности при разработке новых металлических материалов и способов их обработки с целью получения нужных свойств.

В рецензии журнала “Заводская лаборатория” (1952 г.) сказано, что “в целом труд С.А. Салтыкова является событием в металловедческой литературе, закрепляющим приоритет советской науки в области количественного микроструктурного анализа. Эта книга не имеет подобных себе как в отечественной, так и в зарубежной литературе”.

В дальнейшем монография С.А. Салтыкова была переиздана в расширенном объеме Металлургиздатом (1958) и издательством “Металлургия” (1970). Книга издавалась также за рубежом на английском (США, 1961), чешском (Прага, 1962) и немецком (Лейпциг, 1974) языках.

Отзывы ряда зарубежных ученых подтверждают приоритет С.А. Салтыкова в деле создания стереометрической металлографии. Профессор доктор Г.Малисса (Австрия, 1964) писал: “Эта книга является именно тем, чего недостает современной металлографии”. Профессора Р.Дегофф и Ф.Райнс писали: “Прямая пропорциональность между величиной поверхности зерен или фаз в единице объема образца и числом пересечений, получаемых на единице длины случайно направленной линии с этими поверхностями, впервые была доказана С.А. Салтыковым в 1954г.

Новые методы стереометрического анализа и оценки микроструктуры металлов и сплавов были распространены в дальнейшем на многие другие виды материалов – минералы, керамику, биологические объекты, текстиль и т.д. Таким образом, стереометрическая металлография явилась основой новой науки – стереологии (1961). В 1961 году было создано Международное общество стереологии. Стереологический метод анализа получил широкое распространение в самых разных отраслях знания. Признанным основоположником стереологии является С.А. Салтыков.

В 1971г. президент Международного общества стереологии Э.Вайбель (Швецария) писал: “Профессор Салтыков является одним из выдающихся пионеров стереологии. Своими трудами, в частности своей книгой “Стереометрическая металлография”, он приобрел всемирную славу, и мы хотели бы высоко оценить его вклад.

Научные основы стереометрической металлографии и стереологии оказались базой, на основе которой происходит быстрая интеграция различных отраслей науки, вооруженных единой методикой исследований. Методы стереометрической металлографии позволили создать ряд приборов и аппаратов (телевизионных сканирующих микроскопов), способных с большой точностью и с высокой степенью автоматизации получать информацию о микроструктуре материалов органического и неорганического происхождения.

С 1953 года Саркис Андреевич был занят преподавательской работой в Ереванском политехническом институте им. К.Маркса.

Им был разработан ряд курсов и опубликованы учебные пособия по металловедению (на армянском языке), число которых превышает 100. В 1976 году в Москве в издательстве “Металлургия” выходит учебное пособие по стереометрической металлографии.

Педагогическая деятельность С.А. Салтыкова базировалась на богатом научном и большом производственном опыте. Он был тесно связан с промышленными и научными организациями Армении, систематически оказывал им помощь в решении научно-производственных вопросов.

Высокая научная эрудиция, богатый производственный опыт, доступное изложение учебного и научного материала, активное участие в общественной жизни института и республики, добросовестное отношение к своим обязанностям характеризует педагогическую, научную и общественную деятельность нашего выдающегося соотечественника Саркиса Андреевича Салтыкова.

Редколлегия

ԲՈՎԱՆԴԱԿՈՒԹՅՈՒՆ

ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ Գ.Լ., ԲԱՅՍ Պ.

ԵՌԱԿԱԼՎԱԾ ՓՈՇԵՆՑՈՒԹԵ ԱՏԱՄՆԱՆԻՎՆԵՐԻ ԿՈՆՏԱԿՏԱՅԻՆ
ԴԵՖՈՐՄԱՑԻԱՆ ԳՈՐԾԸՆԹԱՑԻ ԱՌԱՆՁՆԱՀԱՏԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԸ 405

ԲԱԼԱՍՄԱՆՅԱՆ Բ.Ս., ՔՐԻՍՏԱՆՈՐՅԱՆ Ս.Շ., ՔՐԻՍՏԱՆՈՐՅԱՆ Է.Ս., ԲԱԼԱՍՄԱՆՅԱՆ Ա.Բ.

ԿՏՐՄԱՆ ՈՒԺԻ ՓՈՓՈԽԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ԿԱՌԱՎԱՐՈՒՄԸ ՆՅՈՒԹԵՐԻ՝
ԲԱԶՄԱՍԱՅՐ ԿՏՐՈՂ ԳՈՐԾԻՔՈՎ ՄՇԱԿՄԱՆ ԺԱՄԱՆԱԿ 413

ՄՏԱԿՅԱՆ Ս.Գ., ՄԱՆՈՒԿՅԱՆ Ս.Ա., ՈՍՄԱԶՅԱՆ Ա.Զ.

ԼԻՍԵՆՆԵՐՈՒՄ ՃԱՔԵՐԻ ԶԱՐԳԱՑՄԱՆ ՎՐԱ ԱԶԴՈՂ ԳՈՐԾՈՆՆԵՐԻ
ՀԱՇՎԵԳՐԱՖԻԿԱԿԱՆ ԳՆԱՀԱՏՈՒՄԸ 420

ԲՈՒԴԱՂՅԱՆ Ա.Ս., ՂՈՒՇՅԱՆ Ա.Ս., ՔԱԼԱՇՅԱՆ Ա.Ո.

ԱՐԳԵԼԱԿՄԱՆ ԳՈՐԾԸՆԹԱՑՈՒՄ ԱՎՏՈԳՆԱՅՔԻ ԿԱՅՈՒՆՈՒԹՅԱՆ
ՈՒՍՈՒՄՆԱՍԻՐՈՒՄԸ ԱՐԳԵԼԱԿԱՅԻՆ ՈՒԺԵՐԻ ՎԵՐԱՀՄԿՄԱՆ ՄԻՋՈՑՈՎ . 426

ՄԱՐԳԱՐՅԱՆ Ա.Գ.

ՄԵՔԵՆԱՄԱՍԵՐԻ ԿՈՌՈՋԻՈՆ ՀՈԳՆԱԾԱՅԻՆ ԴԻՄԱԴՐՈՒԹՅԱՆ ՑՈՒՑԱՆԻՇՆԵՐԻ
ՈՐՈՇՄԱՆ ՀԱՇՎԵԳՐԱՖԻԿԱԿԱՆ ՄԵԹՈԴ 435

ԱՂԲԱՅԱՆ Ս.Գ., ՀՈՎՍԵԹՅԱՆ Գ.Ս., ԿԱՐԱՊԵՏՅԱՆ Հ.Ա., ԳԱԼՍՏՅԱՆ Հ.Ժ.

ՊՂՆՁԻ ՀԱՄԱԶՈՒԼՎԱԾՔՆԵՐԻ ԶՈՒԼՄԱՆ ԵՎ ՖԻԶԻԿԱՄԵԽԱՆԻԿԱԿԱՆ
ՀԱՏԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԲԱՐՁՐԱՑՈՒՄԸ 440

ՄԱՐՏԻՐՈՍՅԱՆ Ս.Վ.

ԿՈՄՊՈԶԻՑԻՈՆ ՆՅՈՒԹ ԾԱՆՐ ԳՈՒՆԱՎՈՐ ՄԵՏԱՂՆԵՐԻ ԷԼԵԿՏՐԱԿՈՐԶՄԱՆ
ՀԱՄԱՐ 447

ՄԵԼԻՔՍԵԹՅԱՆ Ն.Գ.

ՈՐՈՇ ԱՍԲԵՍԱԶԵՐԾ ՊՈԼԻՄԵՐԱՅԻՆ ՇՓԱԿԱՆ ՆՅՈՒԹԵՐԻ
ԱՇԽԱՏՈՒՆԱԿՈՒԹՅԱՆ ՀԱՄԵՄԱՏԱԿԱՆ ԳՆԱՀԱՏՈՒՄԸ 451

ԽԱՀԱՏՐՅԱՆ Լ.Ա., ԵՐԻՅՅԱՆ Ն.Բ., ՀԱՐՈՒԹՅՈՒՆՅԱՆ Վ.Վ.

ԱՐՀԵՍՏԱԿԱՆ ՄԻԼԻԿԱՏԱՅԻՆ ՀՈՒՄՔԻՑ ԸՆԴԱՐՁԱԿՎՈՂ ՔԱՌԱՍԻԼԻՑԻՈՒ-
ՄԱԿԱՆ ՖՏՈՐՓԱՅԼԱՐԻ ՄԻՆԹԵԶԻ ՈՐՈՇ ԱՌԱՆՁՆԱՀԱՏԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐ.. 457

ՄԱՐԳՍՅԱՆ Լ.Ե., ՀՈՎՀԱՆՆԻՍՅԱՆ Ա.Ս., ԱՂԱՅԱՆ Ա.Ա.

ՍՈՒԼՖԻԴԱՅԻՆ ԽՏԱՆՑՈՒԹԵՐԻՑ ԿԱՊԱՐԻ ՀԻԴՐՈՄԵՏԱԼՈՒՐԳԻԱԿԱՆ ԿՈՐԶՄԱՆ
ՏԵԽՆՈԼՈԳԻԱՅԻ ՀԵՏԱԶՈՏՈՒՄԸ 463

ՄԱՐԳՍՅԱՆ Ք.Վ.

ՈՍԿԻ-ԵՐԿԱԹ-ՊՂՆՁՍՈՒԼՖԻԴԱՅԻՆ ԽՏԱՆՑՈՒԹԻ ԱՎՏՈԳԵՆ
ԹԵՐՄՈՔԻՄԻԱԿԱՆ ՔԱՅՔԱՑՈՒՄԸ 468

ՍՈՒԼԵՅՄԱՆՅԱՆ Ա. Վ.

ՈՍԿՈՒ ԵՎ ԱՐԾԱԹԻ ԲԱՐՁՐ ՊԱՐՈՒՆԱԿՈՒԹՅԱՄԲ ՄԵՎ ՊՂՆՁԻ ՀՐԱՅԻՆ
ՌԱՖԻՆԱՑՄԱՆ ՆՊԱՏԱԿԱՀԱՐՄԱՐՈՒԹՅՈՒՆԸ 471

ՄԱՐԳՍՅԱՆ Վ.Ս., ԱԴԻԼԽԱՆՅԱՆ Հ.Ա.

ԳՐՈՒՆԱՅԻՆ ՇԵՊԵՐԻ ԵՎ ԼԱՆՁԵՐԻ ԿԱՅՈՒՆՈՒԹՅԱՆ ՀԱՇՎԱՐԿՆԵՐՈՒՄ
ՓԼՈՒԶՄԱՆ ՊՐԻԶՄԱՅԻ ՇԵՐՏԵՐԻ ԼԱՅՆՈՒԹՅԱՆ ՈՐՈՇՈՒՄ 476

ԽԱՉԱՏՐՅԱՆ Վ.Ս., ԹՈՒՈՒՆՅԱՆ Ա.Ո.

ԷԼԵԿՏՐԱԿԱՆ ՑԱՆՅԵՐՈՒՄ ԱԿՏԻՎ ՀԶՈՐՈՒԹՅԱՆ ԿՈՐՄՏԻ ՆՎԱԶԱՐԿՈՒՄԸ
ՌԵԺԻՄԱՅԻՆ ՊԱՐԱՄԵՏՐԵՐԻ ՎՐԱ ԴՐՎԱԾ ՍԱՀՄԱՆԱՓԱԿՈՒՄՆԵՐԻ ԴԵՊՔՈՒՄ

481

ՄԱՐՈՒԹՅԱՆ Ո.Զ., ՇԱՄԱՄՅԱՆ Ռ.Ե.

ՕԴԱՅԻՆ ՌԵԳԵՆԵՐԱՏՈՐՈՎ ԳԱԶԱՏՈՒՐԲԻՆԱՅԻՆ ՏԵՂԱԿԱՅԱՆՔԻ ՓՈՓՈԽԱԿԱՆ
ԶԵՐՄԱՅԻՆ ՌԵԺԻՄԻ ՀԱՇՎԱՐԿԸ

490

ՀԱԿՈԲՁԱՆՅԱՆ Գ.Դ., ՍԱՖԱՐՅԱՆ Վ.Ս.

ՀԱՄԱՍԵՌ ԳԾԵՐԻ ՀԱՇՎԱՐԿՄԱՆ ՄԵԹՈԴ

494

**ՀԱԿՈԲՅԱՆ Ս.Հ., ՀԱՐՈՒԹՅՈՒՆՅԱՆ Ա.Ս., ՀԱԿՈԲՅԱՆ Հ.Գ.,
ԱՐԱՄՅԱՆ Ա.Հ.**

ԲԱԶԻՄԱՅԻՆ ՀԱՆԳՈՒՅՑԻ ԼԱՐՄԱՆ ԱԶԴԵՑՈՒԹՅԱՆ ՀԵՏԱԶՈՏՈՒՄԸ
ԷԼԵԿՏՐԱԷՆԵՐԳԵՏԻԿԱԿԱՆ ՀԱՄԱԿԱՐԳԻ ՑԱՆՅՈՒՄ ԱԿՏԻՎ ՀԶՈՐՈՒԹՅԱՆ
ԿՈՐՄՏԻ ՎՐԱ

498

ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ Վ.Գ.

ԶԵՐՄԱՏԱՐԻ ԱՐՏԱՀՈՍՔԻ ՎԵՐԱՀՄԿՄԱՆ ՀԱՄԱԿԱՐԳԸ ԵՎ ՎԵՐՋԻՆԻՍ
□ԱՐՏԱՀՈՍՔ ՔԱՅՔԱՅՈՒՄԻՑ ԱՌԱՋ □ ՕԳՏԱԳՈՐԾՄԱՆ ՀՆԱՐԱՎՈՐՈՒԹՅՈՒՆԸ
ՀԱՅԵՑԱԿԱՐԳՈՒՄ

505

ԱՐՇԱԿՅԱՆ Դ.Թ., ՍՈԼՈՅԱՆ Ռ.Գ.

ԶԵՐՄԱՄԱՏԱԿԱՐԱՐՄԱՆ ԱՂԲՅՈՒՐՆԵՐԻ ՎԵՐԱԿԵՆԴԱՆԱՑՄԱՆ ԽՆԴԻՐՆԵՐԸ

511

ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ Ն.Ն.

ԷԼԵԿՏՐԱԿՈՆՏԱԿՏԱՅԻՆ ԵՌԱԿՑՄԱՆ ԵՌԱՑԱԶ ՏԵՂԱԿԱՅԱՆՔՆԵՐԻ
ԷԼԵԿՏՐԱՄԱԳՆԻՍՏԱԿԱՆ ՀԱՄԱՏԵՂԵԼԻՈՒԹՅՈՒՆԸ ՄՆՈՂ ՑԱՆՅԻ ՀԵՏ

517

ՄԱՐՏՈՅԱՆ Գ.Ա., ՔԱՐԱՄՅԱՆ Գ.Գ., ԲԱՐՍԵՂՅԱՆ Ա.Ո.

ԱՏՈՄԱԿԱՆ ԶՐԱԾՆԻ ԱԶԴԵՑՈՒԹՅՈՒՆԸ ԶՐԱՅԻՆ ԳՈԼՈՐԾԻՆԵՐՈՒՄ
ՃՅՈՒՂԱՎՈՐՎԱԾ ՇՂԹԱՅԱԿԱՆ ՌԵԱԿՑԻԱՆԵՐԻ ԿՐԻՏԻԿԱԿԱՆ ՊԱՅՄԱՆՆԵՐԻ
ՎՐԱ

523

ԱՐԵՇՅԱՆ Գ.Լ., ԿԱՐԱՄՅԱՆ Լ.Հ.

ԱՆԻԶՈՏՐՈՊ ՀԵՂՈՒԿ ՄԻՋԱՎԱՅՐՈՒՄ ԴԻԷԼԵԿՏՐԻԿԱԿԱՆ ՊԻՆԴ ՄԱՍՆԻԿՆԵՐԻ
ՇԱՐԺՄԱՆ ԴԻՖԵՐԵՆՑԻԱԼ ՀԱՎԱՍԱՐՈՒՄՆԵՐԻ ՀԱՄԱԿԱՐԳԸ՝ ՄԱՍՆԱՎՈՐ
ԴԵՊՔԻ ԼՈՒԾՄԱՆ ՕՐԻՆԱԿՈՎ

529

ԱԼԻ Ն.Վ., ՂԱԶԱՐՅԱՆ Է.Վ.

ԲԻՈԳԱԶԻ ԿԱՅԱՆՔԻ ՉԱՓԻՉ ԻՆՖՈՐՄԱՑԻՈՆ ՀԱՄԱԿԱՐԳԻ ԶԵՐՄԱՍՏԻՃԱՆԻ
ԷԼԵԿՏՐԱԼԻՏԻԿ ՏՎԻՉ

535

ՂԱՍԲԱՐՅԱՆ Ա.Ա.

ԱՐՅԱՆ ԶԱՐԿԵՐԱԿԱՅԻՆ ՃՆՇՄԱՆ ՕՂԱԿԱԶԵՎ ԴԻՖԵՐԵՆՑԻԱԼ
ՄԱԳՆԻՏՍԱՃԿՈՒՆ ԿԵՐՊԱՓՈԽԻՉ

540

**ԱՐԱՀԱՄՅԱՆ ՅՄԼ.Ա., ՄԱՐՏԻՐՈՍՅԱՆ Ռ.Ս., ՄԱՐՏԻՐՈՍՅԱՆ Ս.Գ.,
ԳՅՈԶԱԼԻՅԱՆ Ս.Ս.**

ՀԱՄԱՊԻՏԱՆԻ ԻԿ ՌԱԴԻՈՄԵՏՐ

546

ՄԻՍՈՆՅԱՆ Ռ.Բ., ԲԱՂԴԱՍՄԱՐՅԱՆ Հ. Վ., ԿՆՅԱԶՅԱՆ Թ. Ս.

ԲԱՇԽՎԱԾ ԲՐԵԳՅԱՆ ԱՆԴՐԱԴԱՐՁԻՉՆԵՐԻ ՕՊՏԻԿԱԿԱՆ ԲՆՈՒԹԱԳՐԵՐԻ
ՀԵՏԱԶՈՏՈՒՄԸ՝ ՀԱՇՎԻ ԱՌՆԵԼՈՎ ԿՈՐՈՒՍՏՆԵՐԸ ՇԵՐՏԵՐՈՒՄ

555

ԱՎԵՏԻՍՅԱՆ Վ.Հ.

ԳԵՐՉԱՓ ԱԼԻՔՍԱՐՆԵՐԻ ՇԱՐԺԱԿԱՆ ՄԻԱԿՑՈՒՄՆԵՐՈՎ
ԿԱՐՃ ՄԻԼԻՄԵՏՐԱՆՈՑ ԱԼԻՔՆԵՐԻ ՏԻՐՈՒՅԹԻ ՓՈԽԱՆՑՄԱՆ ԳԾԵՐ 563

ԹԵՐԶՅԱՆ Հ.Ա., ՍՈՒՔԻԱՍՅԱՆ Հ.Ս., ՊԱՐՈՆԻԿՅԱՆ Ա.Ե.

ՎԵՐՋԱՎՈՐ ՏԱՐՐԵՐԻ ՄԵԹՈՂՈՎ ՄԱԳՆԻՍԱԿԱՆ ԴԱՇՏԵՐԻ ՀԱՇՎԱՐԿԻ
ՑԱՆՑԻ ՕՊՏԻՄԱԼԱՑՄԱՆ ՄԱՍԻՆ 570

ՄԱՆՈՒԿՅԱՆ Է.Ն., ՄԱՆՈՒԿՅԱՆ Ա.Ս.

ԻՄԱՍՏԱԼԻՑ ՎԵՐԼՈՒԾՈՒԹՅԱՆ ԿԱԶՄԱԿԵՐՊՈՒՄԸ ՄԵՔԵՆԱՅԱԿԱՆ
ԹԱՐԳՄԱՆՈՒԹՅԱՆ ՀԱՄԱԿԱՐԳՈՒՄ 579

ԿՅՈՒՐԵՂՅԱՆ Ս.Գ., ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ Տ.Գ., ՄԽԻԹԱՐՅԱՆ Ա.Լ.,

ԱՂԱՋԱՆՅԱՆ Ա.Ս., ՔԱՐԱՍՅԱՆ Մ.Ղ.

ՕՐԳԱՆԻԶՄԻ ՄԻՐՏ-ԱՆՈԹԱՅԻՆ ՀԱՄԱԿԱՐԳԻ ՄԱԹԵՄԱՏԻԿԱԿԱՆ
ՄՈՂԵԼԸ ՖԻԶԻԿԱԿԱՆ ԲԵՌՆՎԱԾՈՒԹՅԱՆ ԴԵՊՔՈՒՄ 585

ԳԵՎՈՐԳՅԱՆ Մ.Վ., ԿԻՐԱԿՈՍՅԱՆ Գ.Տ.

ՏԵԽՆԱԾԻՆ ՊԱՇԱՐԻ ՕՊՏԻՄԱԼ ՎԵՐԱՄՇԱԿՄԱՆ ԴԻՆԱՄԻԿԱԿԱՆ
ՄԱԹԵՄԱՏԻԿԱԿԱՆ ՄՈՂԵԼ ԵՎ ԾՐԱԳՐԱՅԻՆ ԱՊԱՀՈՎՈՒՄ 593

ԽԱՉԱՏՐՅԱՆ Ռ.Մ.

ՊՈՄՊԱԿԱՅԱՆԻ ԱՐՏԱԴՐՈՂԱԿԱՆՈՒԹՅՈՒՆԸ ՈՐՈՇԵԼԸ ՏԱՐԲԵՐ
ՄԱԿՆԻՇՆԵՐԻ m ԽՈՒՄԲ ԿԵՆՏՐՈՆԱԽՈՒՅՍ ՊՈՄՊԵՐԻ ԶՈՒԳԱՀԵՌ
ԱՇԽԱՏԱՆՔԻ ԴԵՊՔՈՒՄ n ԽՈՒՄԲ ՏԱՐԲԵՐ ՏՐԱՄԱԳԾԵՐԻ ՄՂՄԱՆ
ԽՈՂՈՎԱԿԱՇԱՐԵՐԻ ՀԵՏ ՀԱՄԱՏԵՂ 602

ՄԱՐՏԻՆ ՎԱՀԱՆԻ ԿԱՍՅԱՆ

ԾՆՆԴՅԱՆ 100-ԱՄՅԱԿԻ ԱՌԹՎ 614

ՄԱՐԳԻՍ ԱՆԴՐԵՒ ՍԱԼԹԻԿՈՎ

ԾՆՆԴՅԱՆ 100-ԱՄՅԱԿԻ ԱՌԹՎ 617

СОДЕРЖАНИЕ

ПЕТРОСЯН Г. Л., БАЙС П. ОСОБЕННОСТИ КОНТАКТНОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ ЗУБЧАТЫХ КОЛЕС ИЗ СПЕЧЕННОГО ПОРОШКОВОГО МАТЕРИАЛА	405
БАЛАСАНЯН Б.С., ХРИСТАФОРЯН С.Ш., ХРИСТАФОРЯН Э.С., БАЛАСАНЯН А.Б. УПРАВЛЕНИЕ ПЕРЕМЕННОСТЬЮ СИЛЫ РЕЗАНИЯ ПРИ ОБРАБОТКЕ МАТЕРИАЛОВ МНОГОЛЕЗВИЙНЫМ ИНСТРУМЕНТОМ	413
СТАКЯН М.Г., МАНУКЯН М.А., РАМАЗЯН А.Дж. РАСЧЕТНО-ГРАФИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА РАЗВИТИЕ ТРЕЩИН В ВАЛАХ	420
БУДАГЯН А.С., ГУЩЯН А.М., КАЛАШЯН А.Р. ИССЛЕДОВАНИЕ УСТОЙЧИВОСТИ АВТОПОЕЗДА ПРИ ТОРМОЖЕНИИ ПУТЕМ КОНТРОЛЯ ТОРМОЗНЫХ СИЛ	426
МАРГАРЯН А. Г. РАСЧЕТНО – ГРАФИЧЕСКИЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПОКАЗАТЕЛЕЙ СОПРОТИВЛЕНИЯ КОРРОЗИОННОЙ УСТАЛОСТИ ДЕТАЛЕЙ	435
АГБАЛЯН С.Г., ОВСЕПЯН Г.С., КАРАПЕТАН Г.А., ГАЛСТЯН А.Ж. ПОВЫШЕНИЕ ЛИТЕЙНЫХ И ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ МЕДНЫХ СПЛАВОВ	440
МАРТИРОСЯН М.В. КОМПОЗИЦИОННЫЙ МАТЕРИАЛ ДЛЯ ЭЛЕКТРОИЗВЛЕЧЕНИЯ ТЯЖЕЛЫХ ЦВЕТНЫХ МЕТАЛЛОВ	447
МЕЛИКСЕТАН Н.Г. СРАВНИТЕЛЬНАЯ ОЦЕНКА РАБОТОСПОСОБНОСТИ НЕКОТОРЫХ ФРИКЦИОННЫХ БЕЗАСБЕСТОВЫХ ПОЛИМЕРНЫХ МАТЕРИАЛОВ	451
ХАЧАТРИАН Л.А., ЕРИЦЯН Н.Б., АРУТЮНЯН В.В. НЕКОТОРЫЕ ОСОБЕННОСТИ СИНТЕЗА РАСШИРЯЮЩЕЙСЯ ЧЕТЫРЕХ- КРЕМНЕФТОРИСТОЙ СЛЮДЫ ИЗ СИНТЕТИЧЕСКОГО СИЛИКАТНОГО СЫРЬЯ	457
САРГСЯН Л.Е., ОГАНЕСЯН А.М., АГАЯН А.А. ИССЛЕДОВАНИЕ ГИДРОМЕТАЛЛУРГИЧЕСКОЙ ТЕХНОЛОГИИ ИЗВЛЕЧЕНИЯ СВИНЦА ИЗ ПОЛИМЕТАЛЛИЧЕСКИХ КОНЦЕНТРАТОВ	463
САРКИСЯН К.В. АВТОГЕННОЕ ТЕРМОХИМИЧЕСКОЕ РАЗЛОЖЕНИЕ ЗОЛОТО-ЖЕЛЕЗО-МЕД- НОГО СУЛЬФИДНОГО КОНЦЕНТРАТА	468
СУЛЕЙМАНИЯН А.В. ЦЕЛЕСООБРАЗНОСТЬ ОГНЕВОГО РАФИНИРОВАНИЯ ЧЕРНОВОЙ МЕДИ С ВЫСОКИМ СОДЕРЖАНИЕМ ЗОЛОТА И СЕРЕБРА	471
САРКИСЯН В.С., АДИЛХАНИЯН Г.А. ОБ ОПРЕДЕЛЕНИИ ШИРИНЫ ФРАГМЕНТА ПРИЗМЫ ОБРУШЕНИЯ В РАСЧЕТАХ УСТОЙЧИВОСТИ ГРУНТОВЫХ ОТКОСОВ И СКЛОНОВ	476

ХАЧАТРЯН В.С., ТОХУНЦ А.Р. МИНИМИЗАЦИЯ ПОТЕРЬ АКТИВНОЙ МОЩНОСТИ В ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ СЕТЯХ С УЧЕТОМ ОГРАНИЧЕНИЙ, НАЛАГАЕМЫХ НА РЕЖИМНЫЕ ПАРАМЕТРЫ	481
МАРУХЯН В.З., ШАМАМЯН Р.Е. РАСЧЕТ ПЕРЕМЕННОГО ТЕПЛОВОГО РЕЖИМА ГАЗОТУРБИННОЙ УСТАНОВКИ С ВОЗДУШНЫМ РЕГЕНЕРАТОРОМ	490
АКОПДЖАНИЯН Г.Д., САФАРЯН В.С. НОВАЯ МОДЕЛЬ РЕЖИМА ОДНОРОДНОЙ ЛИНИИ	494
АКОПЯН С.Г., АРУТЮНЯН А.С., АКОПЯН А.Г., АРАМЯН А.Г. ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ НАПРЯЖЕНИЯ БАЗИСНОГО УЗЛА НА ПОТЕРИ АКТИВНОЙ МОЩНОСТИ В СЕТИ ЭЛЕКТРОЭНЕРГЕТИЧЕСКОЙ СИСТЕМЫ...	498
ПЕТРОСЯН В.Г. СИСТЕМА КОНТРОЛЯ ТЕЧИ ТЕПЛОНОСИТЕЛЯ И ВОЗМОЖНОСТЬ ЕЕ ИСПОЛЬЗОВАНИЯ В КОНЦЕПЦИИ «ТЕЧЬ ПЕРЕД РАЗРУШЕНИЕМ»	505
АРШАКЯН Д.Т., СОЛОЯН Р.Г. ПРОБЛЕМЫ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ИСТОЧНИКОВ ТЕПЛОСНАБЖЕНИЯ	511
ПЕТРОСЯН Н.Н. ЭЛЕКТРОМАГНИТНАЯ СОВМЕСТИМОСТЬ ЭЛЕКТРОКОНТАКТНЫХ СВАРОЧНЫХ ТРЕХФАЗНЫХ УСТАНОВОК С ПИТАЮЩЕЙ СЕТЬЮ	517
МАРТОЯН Г.А., КАРАМЯН Г.Г., БАРСЕГЯН А.Р. ВЛИЯНИЕ АТОМАРНОГО ВОДОРОДА НА КРИТИЧЕСКИЕ УСЛОВИЯ РАЗВЕТВЛЕННЫХ ЦЕПНЫХ РЕАКЦИЙ В ПАРАХ ВОДЫ	523
АРЕШЯН Г.Л. , КАРАХАНИЯН Л.О. СИСТЕМА ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫХ УРАВНЕНИЙ ДВИЖЕНИЯ ТВЕРДЫХ ДИЭЛЕКТРИЧЕСКИХ ЧАСТИЦ В ИЗОТРОПНОЙ ЖИДКОЙ СРЕДЕ	529
АЛИ Н.В., КАЗАРЯН Э.В. ЭЛЕКТРОЛИТИЧЕСКИЙ ДАТЧИК ТЕМПЕРАТУРЫ ДЛЯ ИНФОРМАЦИОННО- ИЗМЕРИТЕЛЬНОЙ СИСТЕМЫ БИОГАЗОВОЙ УСТАНОВКИ	535
ГАМБАРЯН А.А. КОЛЬЦЕВОЙ ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНЫЙ МАГНИТОУПРУГИЙ ПРЕОБРАЗО- ВАТЕЛЬ АРТЕРИАЛЬНОГО ДАВЛЕНИЯ КРОВИ	540
АБРАМЯН Ю.А., МАРТИРОСЯН Р.М., МАРТИРОСЯН С.Г., ГЁЗАЛЯН С.С. УНИВЕРСАЛЬНЫЙ ИК-РАДИОМЕТР	546
СИМОНЯН Р.И., БАГДАСАРЯН О.В., КНЯЗЯН Т.М. АНАЛИЗ ОПТИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК РАСПРЕДЕЛЕННЫХ БРЭГГОВСКИХ ОТРАЖАТЕЛЕЙ С УЧЕТОМ ПОТЕРЬ В СЛОЯХ	555
АВETИСЯН В.Г. ПЕРЕДАЮЩИЕ ЛИНИИ ДИАПАЗОНА КОРОТКИХ МИЛЛИМЕТРОВЫХ ВОЛН С ПОДВИЖНЫМИ СОЧЛЕНЕНИЯМИ СВЕРХРАЗМЕРНЫХ ВОЛНОВОДОВ	563
ТЕРЗЯН А.А., СУКИАСЯН Г.С., ПАРОНИКЯН А.Е. ОБ ОПТИМИЗАЦИИ СЕТКИ ДЛЯ РАСЧЕТА МАГНИТНЫХ ПОЛЕЙ МЕТОДОМ КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ	570

МАНУКЯН Э.Н., МАНУКЯН А.С. ОБ ОРГАНИЗАЦИИ СЕМАНТИЧЕСКОГО АНАЛИЗА ПРИ МАШИННОМ ПЕРЕВОДЕ	579
КЮРЕГЯН С.Г., ПЕТРОСЯН Т.Г., МХИТАРЯН А.Л., АГАДЖАНИЯН А.С. КАРАМЯН М.Д. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ СЕРДЕЧНО-СОСУДИСТОЙ СИСТЕМЫ ОРГАНИЗМА ПРИ ФИЗИЧЕСКОЙ НАГРУЗКЕ	585
ГЕВОРГЯН М.В., КИРАКОСЯН Г.Т. ДИНАМИЧЕСКАЯ МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ И ПРОГРАММНОЕ ОБЕСПЕЧЕНИЕ ОПТИМАЛЬНОЙ ПЕРЕРАБОТКИ ТЕХНОГЕННОГО РЕСУРСА	593
ХАЧАТРЯН Р.М. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПРОИЗВОДИТЕЛЬНОСТИ НАСОСНОЙ СТАНЦИИ ПРИ ПАРАЛЛЕЛЬНОЙ РАБОТЕ m ГРУПП НЕОДИНАКОВЫХ ЦЕНТРОБЕЖНЫХ НАСОСОВ СОВМЕСТНО С n ГРУППАМИ НЕОДИНАКОВЫХ НАГНЕТАТЕЛЬ- НЫХ ТРУБОПРОВОДОВ	602
КАСЬЯН МАРТЫН ВАГАНОВИЧ К 100 - ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ	614
САЛТЫКОВ САРКИС АНДРЕЕВИЧ К 100 - ЛЕТИЮ СО ДНЯ РОЖДЕНИЯ	617

CONTENTS

PETROSYAN G., BEISS P. PARTICULARITY OF CONTACT DEFORMATION PROCESS OF SINTERED PM GEARS	405
BALASANYAN B.S., KRISTAFORYAN S.Sh., KRISTAFORYAN E.S., BALASANYAN A.B. CUTTING POWER VARIABILITY CONTROL FOR MATERIAL PROCESSING BY A MULTIBLADE TOOL	413
STAKYAN M.G., MANUKYAN M.A., RAMAZYAN A.J. DESIGN-GRAPHICAL ESTIMATION OF FACTORS INFLUENCING THE CRACK DEVELOPMENT IN SHAFT	420
BUDAGHYAN A. S. , GHUSHCHYAN A.M., KALASHYAN A.R. STUDY OF THE STABILITY OF ARTICULATED VEHICLE DURING BRAKING BY CONTROLLING BRAKING FORCES	426
MARGARYAN A.G. DESIGN-GRAPHICAL METHOD OF DEFINING THE RESISTANCE INDICE OF DETAILS CORROSION FATIGUE	435
AGHBALYAN S.G., HOVSEPYAN G.S., KARAPETYAN H.A., GALSTYAN H.ZH. IMPOVEMENT OF MOULDING AND PHYSICAL-MECHANICAL COPPER ALLOY PROPERTIES	440
MARTIROSYAN M.V. COMPOSITE MATERIAL FOR ELECTROWINNING OF HEAVY NON- FERROUS METALS	447
MELIKSETYAN N.G. COMPARATIVE EVALUATION OF ASBESTO-FREE FRICTION POLYMER MATERIALS DURABILITY	451
KHACHATRYAN L.A., YERITSYAN N.B., HARUTYUNYAN V.V. PECULIARITIES OF DILATING TETRASILIC FLUOROMICA SYNTHESIS FROM THE SYNTHETIC DIHYDRATE OF MAGNESIUM SILICATE	457
SARGSYAN L. Ye., HOVHANNISYAN A. M., AGHAYAN A. A. THE INVESTIGATION OF HYDROMETALLURGICAL TECHNOLOGY FOR THE LEAD RECOVERY FROM SULPHIDE CONCENTRATES	463
SARGSYAN K.B. AUTOGENOUS THERMOCHEMICAL DECOMPOSITION OF THE GOLD-IRON-COPPER SULPHIDE CONCENTRATE	468
SULEYMANYAN A.B. EXPEDIENCE OF FIRE REFINING FOR BLISTER COPPER WITH HIGH GOLD AND SILVER CONTENT	471
SARGSYAN V.S., ADILKHANYAN H.A. ON DETERMINING THE PRISM FRAGMENT WIDTH FALLING IN CALCULATIONS OF GROUND SLOPE AND INCLINATION STABILITY	476
KHACHATRYAN V. S., TOKHUNTS A. R. ACTIVE POWER LOSS MINIMIZATION IN ELECTRIC NETWORKS WITH LIMITATIONS IMPOSED ON CONDITION PARAMETERS	481
MARUKHYAN V.Z., SHAMAMYAN R. Y. VARIABLE HEAT REGIME CALCULATION OF GAS-TURBINE UNIT WITH AIR	490

REGENERATOR	
HAKOPJANYAN G.D., SAFARYAN V.S.	
METHOD OF HOMOGENEOUS LINE CALCULATION	494
HAKOPYAN S.G., HARUTIUNYAN A.S., HAKOPYAN H.G., ARAMYAN A.G.	
INVESTIGATIONS OF BASIC NODE VOLTAGE IMPACT ON ACTIVE POWER LOSSES IN THE POWER SYSTEM GRID	498
PETROSYAN V. G.	
COOLANT LEAKAGE MONITORING SYSTEM AND POSSIBILITIES TO USE IT FOR LBB CONCEPT	505
ARSHAKYAN D. TH., SOLOYAN R. G.	
THERMAL SUPPLY SOURCE RECONSTRUCTION PROBLEMS	511
PETROSYAN N.N.	
ELECTROMAGNETIC COMPATIBILITY OF ELECTROCONTACT THREE-PHASE INSTALLATION WELDING	517
MARTOYAN G.A., KARAMYAN G.G., BARSEGHYAN A.R.	
THE INFLUENCE OF MONATOMIC HYDROGEN ON CRITICAL CONDITIONS OF BRANCHING CHAIN REACTIONS IN WATER STEAM	523
ARESHIAN G.A. , KARAKHANYAN L. H.	
DIFFERENTIAL EQUATION SYSTEM OF HARD DIELECTRIC PARTICLE MOVEMENT IN ISOTROPIC LIQUID MEDIUM	529
ALI N.W., KAZARIAN E.W.	
ELECTRIC TEMPERATURE SENSOR FOR INFORMATION MEASURING SYSTEM OF BIOGAS PLANT	535
GHAMBARYAN A.A.	
CIRCULAR DIFFERENTIAL MAGNETOELASTIC TRANSFORMER OF BLOOD PRESSURE	540
ABRAHAMIAN Yu.A., MARTIROSIAN R.M., MARTIROSIAN S.G., GYOZALYAN S.S.	
UNIVERSAL IR-RADIOMETER	546
SIMONYAN R. I., BAGHDASARYAN H. V., KNYAZYAN T. M.	
ANALYSIS OF OPTICAL CHARACTERISTICS OF DISTRIBUTED BRAGG REFLECTORS BY TAKING INTO ACCOUNT THE LOSSES IN THE LAYERS	555
AVETISSYAN V.H.	
THE SHORT MILLIMETER WAVEBAND TRANSMISSION LINES WITH MOBILE JOINTS OF SUPERDIMENSIONAL WAVEGUIDES	563
TERZIAN H.A., SUKIASYAN H.S., PARONIKYAN A.E.	
ON OPTIMIZATION OF THE FINITE-ELEMENT MESH FOR SOLUTION OF MAGNETIC FIELD PROBLEMS	570
MANUKYAN E.N., MANUKYAN A.S.	
ORGANIZATION OF SEMANTIC ANALYSIS IN MACHINE TRANSLATION SYSTEM	579
KYUREGHYAN S.G., PETROSYAN T.G., MKHITARYAN A.L., AGHADJANYAN A.S., KARAMYAN M.D.	
THE MATHEMATICAL MODEL OF THE CARDIOVASCULAR SYSTEM FOR PHYSICAL LOADS	585
GEVORGYAN , KIRAKOSSIAN G.T.	
DYNAMIC MATHEMATICAL MODEL AND SOFTWARE FOR TECHNOGENE	

RESOURCE OPTIMUM UTILIZATION	593
<i>KHACHATRYAN R.M.</i>	
DETERMINATION OF PUMPING STATION CAPACITY IN THE CASE OF OPERATION PARALLEL TO m GROUP INIDENTICAL CENTRIFUGAL PUMPS WITH n GROUP INIDENTICAL DELIVERY PIPELINES	602
<i>MARTIN VAHAN KASSYAN</i>	
TO THE 100-TH ANNIVERSARY OF THE BIRTH	614
<i>SARGIS ANDREY SALTYKOV</i>	
TO THE 100-TH ANNIVERSARY OF THE BIRTH	617