

ՀԱՅԿԱԿԱՆ ՍՍՀ
ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ ИЗВЕСТИЯ

АКАДЕМИИ НАУК АРМЯНСКОЙ ССР

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ
СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

Журнал издаётся с 1947 г.
Выходит 6 раз в год на русском языке

Կ Ր Ա Չ Ր Ա Ն Ա Ն Կ Ո Ւ Ե Գ Ի Ն

Կարյան Ս. Վ. (պատ. խմբագիր), Աղոնց Հ. Տ. (պատ. խմբագրի տեղակալ),
Ալեքսեևիչի Վ. Վ., Անանյան Ա. Կ., Զաղարյան Ս. Ա., Հակոբյան Ռ. Ե.,
Սարգսյան Յու. Լ., Ստակյան Ս. Գ., Տեր-Ազարս Ի. Ա.,
Փինաջյան Վ. Վ. (պատ. խմբագրի տեղակալ),
Գլխավորանոցի քարտուղար Ստեփանյան Զ. Կ.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Насьян М. В. (ответ. редактор), Аюндз Г. Т. (зам. ответ. редактора),
Алексеевский В. В., Анимян А. К., Аюпян Р. Е., Задоян М. А.,
Пинаджян В. В. (зам. ответ. редактора), Саркисян Ю. Л.,
Стакян М. Г., Тер-Азирьев И. А.
Ответственный секретарь Степанян Э. А.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Գ. Դ. ՏԵԿՅԱՆ, Բ. Մ. ԿՈՍԻԿԱՐՅԱՆ

К ВОПРОСУ ОПТИМИЗАЦИИ ЖЕСТКОСТЕЙ УПРУГИХ ОПОР
ВЫСОКОСКОРОСТНЫХ ЭЛЕКТРИЧЕСКИХ МАШИН

Основным источником возмущений, вызывающих вибрацию машины в целом, является вращающийся ротор. Для снижения этой вибрации, в первую очередь, необходимо снизить амплитуду возмущающих сил. Эту задачу можно решить путем местной локализации источника вибрации от основания, установив ротор на упругих опорах.

Выбор жесткостей упругих элементов для высокоскоростных машин обычно производится на основании расчета, включающего определение резонансных частот системы, и согласно классической теории, чем меньше жесткость упругих элементов, тем лучше выявляется эффект виброзащиты в широком диапазоне частот. В высокоскоростных синхронных электрических машинах наличие односторонних электромагнитных сил тяготения, выявляющих себя как отрицательную жесткость, ограничивают уменьшение жесткости упругих опор [1]. Начиная с некоторого значения жесткости упругих элементов, когда отрицательная жесткость электромагнитного поля по абсолютной величине становится больше жесткости упругих опор, ротор становится неустойчивым, происходит полная просадка упругих элементов и под действием вращающейся составляющей электромагнитной силы он начинает прецессировать вокруг оси вращения.

Это обстоятельство заставляет найти оптимальную жесткость упругих элементов, при которой эффект виброизоляции максимален.

Рассмотрим несимметричные колебания ротора на упругих опорах в амортизированном корпусе (рис. 1). Если принять ротор как абсолютно жесткое тело и пренебречь демпфированием в материале ротора, корпуса и опор, а смещение считать достаточно малым, дифференциальное уравнение движения системы можно описать уравнениями:

$$\begin{cases} m_1 \ddot{z}_1 + (C_1 + C_2 - 0,5C_M)(z_2 - z_1) = m_1 \cdot e \omega^2 \sin \omega t; \\ m_2 \ddot{z}_2 + C_3 z_2 - (C_1 + C_2 - 1/2 C_M)(z_2 - z_1) = 0; \\ J_{yp} \ddot{\varphi}_1 + (\varphi_1 - \varphi_2) [a_1^2 (C_1 - C_M) + b_1^2 (C_2 - C_M)] = \\ \quad = m_1 e (a_1 + b_1) \omega^2 \sin \omega t; \\ J_{yc} \ddot{\varphi}_2 + \varphi_2 C_3 (a_2^2 + b_2^2) - (\varphi_1 - \varphi_2) [a_1^2 (C_1 - C_M) + b_1^2 (C_2 - C_M)] = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где z_1, z_2 — комплексные перемещения ротора и статора; C_1, C_2, C_3 — жесткости опор и амортизаторов; C_M — отрицательная жесткость магнитного поля [1]; m_1, m_2 — масса ротора и статора; e — эксцентриситет ротора; φ_1, φ_2 — комплексные углы поворота ротора и статора вокруг оси y ; J_{y1}, J_{y2} — моменты инерции ротора и статора; a_1, h_1 — расстояния центра тяжести ротора до опор; a_2, h_2 — расстояния центра тяжести статора от амортизаторов.

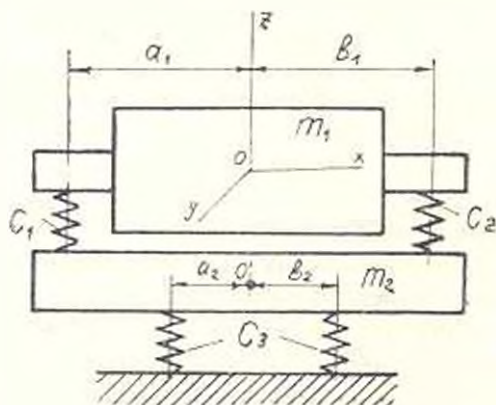


Рис. 1. Колебание жесткого ротора на упругих опорах и амортизированном корпусе.

Первые два уравнения системы (1) независимы от остальных, поэтому частные решения последних представим:

$$\bar{z}_1 = \bar{A}_1 e^{j\omega t}; \quad \bar{z}_2 = \bar{A}_2 e^{j\omega t}. \quad (2)$$

После подстановки (2) в (1) получим амплитуды колебаний масс m_1 и m_2 :

$$A_1 = \frac{m_1 e \omega^2 \left| \frac{1}{C_3} + \frac{1}{(C_1 + C_2 - 0,5 C_M)} - \frac{\gamma_2^2}{(C_1 + C_2 - 0,5 C_M)} \right|}{(\gamma_1^2 - 1)(\gamma_2^2 - 1) - \gamma_0^2}; \quad (3)$$

$$A_2 = \frac{m e \omega^2}{C_3 [(\gamma_1^2 - 1)(\gamma_2^2 - 1) - \gamma_0^2]}. \quad (4)$$

а собственные частоты ротора и статора вдоль оси z —

$$\omega_1 = \sqrt{\frac{(n_0^2 n_1^2 + n_0^2 n_2^2 + n_1^2 n_2^2) - \sqrt{(n_0^2 n_1^2 + n_0^2 n_2^2 + n_1^2 n_2^2) - 4 n_0^4 n_1^2 n_2^2}}{2 n_0^2}}; \quad (5)$$

$$\omega_2 = \sqrt{\frac{(n_0^2 n_1^2 + n_0^2 n_2^2 + n_1^2 n_2^2) + \sqrt{(n_0^2 n_1^2 + n_0^2 n_2^2 + n_1^2 n_2^2) - 4 n_0^4 n_1^2 n_2^2}}{2 n_0^2}}. \quad (6)$$

где

$$n_1^2 = \frac{C_1 + C_2 - 0,5C_u}{m_1}; \quad n_2^2 = \frac{C_3}{m_2}; \quad n_0^2 = \frac{C_3}{m_1};$$

$$\gamma_0 = \frac{\omega}{n_0}; \quad \gamma_1 = \frac{\omega}{n_1}; \quad \gamma_2 = \frac{\omega}{n_2}.$$

Частные решения двух остальных уравнений системы (1) ищем в виде:

$$\bar{q}_1 = \bar{q}_1 \cdot e^{i\omega t}; \quad \bar{q}_2 = \bar{q}_2 \cdot e^{i\omega t}. \quad (7)$$

Подставив (7) в (1) и решив ее, получим амплитуды угловых колебаний масс m_1 , m_2 вокруг оси y :

$$q_2 = \frac{A}{B}, \quad (8)$$

где

$$A = m_1 e l \omega^2 \left| \frac{1}{C_3(a_2^2 + b_2^2)} + \frac{1}{a_1^2(C_1 - C_u) + b_1^2(C_2 - C_u)} - \right.$$

$$\left. - \frac{i_2^2}{a_1^2(C_1 - C_u) + b_1^2(C_2 - C_u)} \right|;$$

$$B = (i_1^2 - 1)(i_2^2 - 1) - i_0^2;$$

$$i_0 = \frac{m_1 e l \omega^2}{C_3(a_2^2 + b_2^2) [(i_1^2 - 1)(i_2^2 - 1) - i_0^2]}, \quad (9)$$

а собственные частоты ротора и статора будут:

$$\omega_3 = \sqrt{\frac{K_0 K_1^2 + K_0 K_2^2 + K_1^2 K_2^2 - \sqrt{K_0 K_1^2 + K_0 K_2^2 + K_1^2 K_2^2 - 4 K_0^4 K_1^2 K_2^2}}{2 K_1^2}}, \quad (10)$$

$$\omega_4 = \sqrt{\frac{K_0^2 K_1^2 + K_0 K_2^2 + K_1^2 K_2^2 - \sqrt{K_0 K_1^2 + K_0 K_2^2 + K_1^2 K_2^2 - 4 K_0^4 K_1^2 K_2^2}}{2 K_0^2}}, \quad (11)$$

где

$$K_1^2 = \frac{a_1^2(C_1 - C_u) + b_1^2(C_2 - C_u)}{J_{yp}}; \quad K_2^2 = \frac{C_3(a_2^2 + b_2^2)}{J_{yc}};$$

$$K_0^2 = \frac{C_3(a_2^2 + b_2^2)}{J_{yp}}; \quad i_0 = \frac{i_2}{K_0}; \quad i_1 = \frac{\omega}{K_1}; \quad i_2 = \frac{\omega}{K_2}.$$

Граничная частота, выше которой начинается зона эффективной виброизоляции ротора от корпуса [2], определится из выражения

$$\omega_r \leq \sqrt{K_1^2 + K_2^2 + \frac{K_1^2 \cdot K_2^2}{K_0^2}}, \quad (12)$$

Для высокоскоростных синхронных машин мощностью до 100 кВт и частотой вращения до 8000 об/мин обеспечение условия (12) невозможно, особенно для машин с длинными роторами, где критические скорости ω_2 и ω_4 очень далеки друг от друга ($\omega_4 > 1,3\omega_2$). В этом случае уменьшением суммарной жесткости упругих элементов опоры можно добиться обеспечения условия (12), однако если она становится меньше, чем абсолютное значение отрицательной жесткости магнитного поля, ротор становится неустойчивым. На самом деле, при наличии магнитных сил, если $|C_M| > C_1 + C_2$ граничной частоты, выше которой происходит эффективная виброизоляция ротора от корпуса, не существует. Это очевидно, если исключить амортизаторы ($C_1 = 0$) и жестко закрепить машину на основании. Тогда граничная частота будет

$$\omega_c \leq 1,41 \sqrt{\frac{a_1^2(C_1 - C_M) + b_1^2(C_2 - C_M)}{J_{yp}}} \quad (13)$$

Из выражения (13) видно, что при $|C_M| > C_1 + C_2$ ω_c получится мнимой, т. е. не существующей. Если же ротор машины достаточно короткий и частоты ω_2, ω_4 близки ($\omega_4 < 1,3\omega_2$), то можно удовлетворить условие (12), уменьшив суммарную жесткость упругих элементов опор, но не меньше, чем C_M .

Амплитудно-частотные характеристики корпуса машины, построенные по формулам (4), (9) для синхронного генератора С-75М2 (рис. 2).

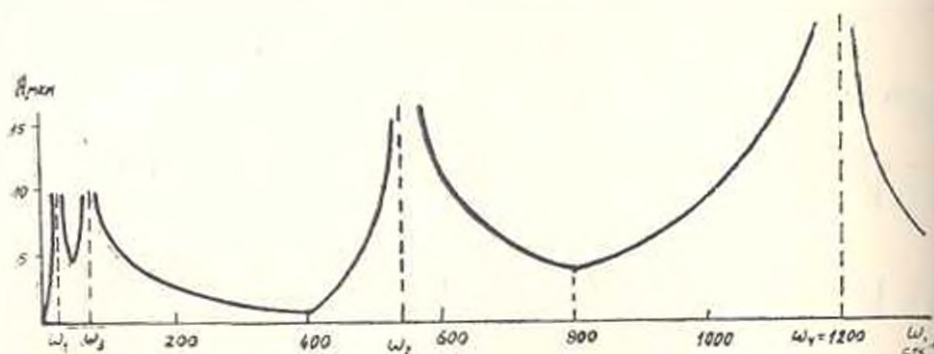


Рис. 2. Амплитудно-частотные характеристики машины С-75М2 (ротор на упругих опорах).

показывают, что при невозможности расположения собственных частот $\omega_1, \omega_2, \omega_3$ и ω_4 ниже рабочей скорости вращения, жесткости упругих опор должны быть подобраны так, чтобы рабочая скорость располагалась между критическими скоростями ω_2 и ω_4 , поскольку снижение ω_4 и обеспечение условия (12) приведет к тому, что $C_1 + C_2$ становится меньше, чем C_M . Следовательно, необходимо найти такие значения жесткостей упругих элементов опоры, при которых в диапазоне частот $\omega_2 \div \omega_4$ суммарная амплитуда колебания была бы минимальной, т. е. $A_2 + a \cdot \theta_z = \min$, где $a \cdot \theta_z$ — перемещение одного из подшипниковых щитов вдоль оси z от угловых колебаний.

На основании полученных теоретических результатов были проведены экспериментальные исследования динамики синхронных генераторов С-75М2, С-75, С-130 и двигателя МС-20 с роторами на упругих опорах различной жесткости. В табл. 1 приведены исходные данные указанных машин и упругих опор. Результаты расчетов и измерений критических скоростей и амплитуд вибрации на подшипниковых щитах испытуемых машин приведены в табл. 2. Как видно из этой таблицы, для генератора С-75 оптимальной жесткостью упругих элементов является $0,9 \cdot 10^7 \text{ Н/м}$, для С-75М2 — 10^7 Н/м , для С-130 — $1,3 \cdot 10^7 \text{ Н/м}$, а для МС-90 жесткость опор можно снизить до значения 1,2—1,3 жесткости магнитного поля. При этих значениях жесткостей упругих элементов опор были зафиксированы лучшие результаты.

Таблица 1

П а р а м е т р	Т и п м а ш и н ы			
	С-75	С-75М2	С-130	МС-90
Частота вращения ротора, об/мин	5000	8000	5000	8000
Расстояние между опорами, м	0,566	0,45	0,48	0,42
Расстояние опоры от центра тяжести ротора, м	0,244	0,24	0,247	0,244
	0,322	0,21	0,233	0,176
Расстояние между амортизаторами в осевом направлении, м	0,12	0,12	0,12	0,12
Расстояние левого и правого амортизаторов от центра тяжести машины, м	0,06	0,06	0,06	0,06
Условная жесткость магнитного поля, Н/м	$1,38 \cdot 10^8$			

Таблица 2

Тип машины	Жесткость опоры, 10^7 Н/м		Критические скорости, рад/с								Амплитуда вибрации щита, мкм			
	левой	правой	ω_1		ω_2		ω_3		ω_4		левого		правого	
			расч.	эксп.	расч.	эксп.	расч.	эксп.	расч.	эксп.	расч.	эксп.	расч.	эксп.
С-75	0,92	0,8	66	68	425	426	20	19	1400	1430	1,4	1,5	1,45	1,6
	0,78	0,56	65	60	410	420	19	19	1200	1360	8,0	8,2	9,3	10
	0,52	0,46	64	65	300	350	18	19	1000	920	14,7	15,1	15,8	17
С-75М2	1,1	0,9	60	61	570	560	19	20	1300	1310	1,22	1,3	1,31	1,5
	0,88	0,96	60	62	550	520	18	20	1210	1190	2,65	2,8	2,78	3,1
	0,82	1,1	60	62	405	410	19	20	908	930	3,3	3,5	3,41	3,6
С-130	1,2	1,25	45	51	570	580	25	23	1300	1260	1,65	1,8	1,78	2
	1,1	1,07	44	51	560	550	22	19	1220	1230	1,95	2,1	2,69	3
	0,5	0,8	44	50	406	430	20	19	900	870	41	40	49,9	51
МС-90	0,8	0,7	66	60	380	350	20	20	600	580	7,3	7,6	6,79	7
	0,6	0,45	65	60	340	320	19	20	540	520	3,4	3,5	3,81	4
	0,5	0,26	65	60	270	250	19	20	425	470	1,05	1,2	0,98	1,2

Выводы

1. При установке роторов высокоскоростных электрических машин на упругих опорах их суммарная жесткость должна быть в 1,2—1,3 раза больше, чем условная отрицательная жесткость магнитного поля.

2. Для машин с частотой вращения 8000 об/мин при отношениях $\omega_1/\omega_2 \geq 2,1$ эффективная виброзащита наступает при распределении рабочей скорости между второй и четвертой критическими скоростями.

3. Оптимальная жесткость упругих элементов опоры должна быть выбрана из условия минимизации суммарной амплитуды колебания корпуса машины в каждом конкретном случае, исходя из частоты вращения, базового расстояния между подшипниками и условной отрицательной жесткости магнитного поля.

Երևանի Կ. Մարքս

Поступило 2. VIII. 1980

2. Դ. ՇԵՎԱՆ, Գ. Ն. ԿՈՇԿԱՐՅԱՆ

ՐԱՐՁԻ ԱՐԱԳՈՒԹՅԱՆ ԷԼԵԿՏՐԱԿԱՆ ՄԵՔԵՆԱՆՆԵՐԻ ԱՌԱՋԳԱԿԱՆ ՀՆՆԱՐԱՆՆԵՐԻ ԿՈՇՏՈՒԹՅԱՆ ՕՊՏԻՄԱԼԱՑՄԱՆ ՀԱՐՑԻ ԻՍՍԵ

Ա մ փ օ փ ու մ

Էլեկտրական մեքենաների տատանումների իշխմանը հանում են տատանման աղբյուրի՝ պտտվող ուտորի և հիմքի տեղական մեկուսացմամբ: Այդ ապահովվում են՝ տեղադրելով ուտորը առաձգական հենարաններում, որոնց կոշտության փոքրացմամբ լավանում է տատանումից պաշտպանելու արդյունավետությունը: Սակայն էլեկտրական դաշտի առկայությունը սահմանափակում է այդ փոքրացումը, քանի որ, երբ հենարանի կոշտությունը փոքրանում է էլեկտրական դաշտի պայմանական կոշտությունից, ուտորը «կաշում» է ստատորին:

Առաձգական հենարանների օպտիմալ կոշտության որոշման համար դիտարկվում են ուտորի անհամաչափ տատանումները էլեկտրական դաշտում: Դիֆերենցիալ հավասարումից ստացված արտահայտությամբ որոշված է այն սահմանային հաճախականությունը, որից հետո սկսվում է ուտորը տատանումից արդյունավետ պաշտպանելու տիրույթը: Ցույց է տված, որ էլեկտրական մեքենաների օպտիմալ կոշտությունը անհրաժեշտ է բնորոշել՝ ելնելով մեքենայի իրանի ընդհանուր տատանման ամպլիտուդը նվազեցնելու պայմանից, հաշվի առնելով պտտման արագությունը, ուտորի հենարանների միջև եղած հեռավորությունը, ինչպես նաև մագնիսական դաշտի պայմանական կոշտությունը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Шекин Г. Г. и др. Исследование конструкции упругих опор. Тр. ВНИИКЭ, т. 4, Ереван, 1971.
2. Ильинский В. С. Защита аппаратов от динамических воздействий. М., «Энергия», 1970.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

А. Г. ГАДУКЯН, Г. Г. ОВАКИМЯН

РАСЧЕТ ТРАЕКТОРИИ ДВИЖЕНИЯ
ФРЕЗ С УЧЕТОМ КОЛЕБАТЕЛЬНЫХ ПРОЦЕССОВ

В процессе резания, ввиду статической податливости систем и наличия колебательных процессов, происходит изменение траектории относительного движения инструмента и детали. Это приводит к изменению мгновенных значений режимов резания и геометрических углов заготовки, количественное определение которых необходимо для выявления последствий изменения траектории движения на стойкость инструмента.

Процесс фрезерования характеризуется наличием колебаний, отражающих прерывистость процесса и обуславливающих отжатия системы СПИД с периодом, равным времени работы одного зуба инструмента и классифицируемых как вынужденные, с частотой f_x , а также колебаний системы СПИД, зависящих от ее характеристик, процесса стружкообразования и внешних условий, с частотой f_c . Спектр этих колебаний состоит из двух видов колебаний — вынужденных и автоколебаний.

В общем случае вибросмещения фрезы и детали можно разложить по трем взаимно-перпендикулярным направлениям — по направлению подачи X , перпендикулярно ей Y и в осевом направлении Z .

Теоретическая траектория движения фрезы определяется частотой вращения инструмента и подачей [1] и выражается уравнениями:

$$\begin{cases} \Delta X_n = r \cdot \sin \frac{25}{3} \cdot \frac{V}{r} \cdot t \pm \frac{S_m}{60} \cdot t; \\ \Delta Y_n = 2r \cdot \sin^2 \frac{25}{3} \cdot \frac{V}{r} \cdot t, \end{cases}$$

где ΔX_n , ΔY_n — смещение фрезы, мм; r — радиус фрезы, мм; V — скорость резания, м/мин; t — время, определяющее мгновенное положение кромки зуба на дуге контакта, сек; S_m — минутная подача, мм/мин.

Колебания на частотах f_x и f_c мало отличаются от синусоидальных кривых и это позволяет с достаточной степенью точности аппроксимировать виброграммы колебаний синусоидальными кривыми. Анализ многочисленных осциллограмм позволил выделить две группы кривых вынужденных колебаний на f_x (рис. 1) — кривые при $0,8 \leq z' < 1$ и при

$z' > 1$, где z' — число одновременно работающих зубьев. Эти кривые аппроксимируются уравнениями (1) и (2), соответственно, для встречного и полпутного фрезерования:

$$\begin{cases} \Delta X_n = h_x + 2A_x \sin^2 \frac{\pi}{T_n} T; \\ \Delta Y_n = h_y - 2A_y \sin \left(\frac{2\pi}{T_n} T + \varphi \right); \end{cases} \quad (1)$$

$$\begin{cases} \Delta X_n' = h_{x'} + A_{x'} \sin \left(\frac{2\pi}{T_n} T + \varphi \right); \\ \Delta Y_n' = h_{y'} - 2A_{y'} \sin^2 \frac{\pi}{T_n} T, \end{cases} \quad (2)$$

где $\Delta X_n, \Delta Y_n$ — смещения фрезы, определяемые наличием колебаний на f_k , мм; h_x, h_y — постоянное смещение центра фрезы, мм; A_x, A_y — амплитуды колебаний, мм; T_n — период колебаний, сек; T — время, определяющее мгновенное положение определенной точки режущей кромки на дуге контакта, сек; φ — фазовый сдвиг, рад.

Период вынужденных колебаний на f_k соответствует времени работы одного зуба [2] и определяется выражением:

$$\text{при } z' < 1 \quad T_n = 0,06 \frac{l + B \cdot \operatorname{tg} \omega}{V},$$

$$\text{при } z' > 1 \quad T_n = \frac{60}{n \cdot z},$$

а время T —

$$T = t + 0,06 \frac{L \cdot \operatorname{tg} \omega}{V}, \quad (3)$$

Здесь L — расстояние исследуемой точки режущей кромки от торца фрезы, измеренное в осевой плоскости, мм; l — длина дуги контакта, мм; B — ширина фрезерования, мм; ω — угол наклона режущей кромки, град; n — частота вращения фрезы, об/мин; z — число зубьев фрезы.

Фазовый сдвиг, обусловленный знакопеременностью составляющей, зависит от параметров фрезерования и определяется формулой:

$$\varphi = \arcsin \frac{h_{y,x} - h_{y,k}}{A_{y,x}}, \quad (4)$$

где $h_{y,k}$ — начальное отклонение фрезы, мм; k — коэффициент, зависящий от числа одновременно работающих зубьев: при $z' < 1$ $k = 0$, а при $z' > 1$ $k = 1$.

Смещения фрезы $\Delta X_o, \Delta Y_o$, обусловленные наличием колебаний на частотах f_c , представляются в виде алгебраической суммы доминирующих в частотном спектре гармоник и определяются формулой:

$$\left\{ \begin{aligned} \Delta X_o &= a_{x_1} \sin \left\{ \frac{2\pi}{T_{a_{x_1}}} \left[T + \frac{60}{nz} (q-1) \right] \right\} + \\ &+ \dots + \sin \left\{ \frac{2\pi}{T_{a_{x_l}}} \left[T + \frac{60}{nz} (q-1) \right] \right\}; \\ \Delta Y_o &= a_{y_1} \sin \left\{ \frac{2\pi}{T_{a_{y_1}}} \left[T + \frac{60}{nz} (q-1) \right] \right\} + \\ &+ \dots + \sin \left\{ \frac{2\pi}{T_{a_{y_l}}} \left[T + \frac{60}{nz} (q-1) \right] \right\}. \end{aligned} \right. \quad (5)$$

где a_x, a_y и T_{a_x}, T_{a_y} — амплитуды и периоды отдельных гармоник колебаний в принятых направлениях, мм и сек; q — порядковый номер зуба.

В соответствии с изложенным выше, параметрическое уравнение истинной траектории движения фрезы представляется в виде

$$\left\{ \begin{aligned} X &= \Delta X_u - \Delta X_s - \Delta X_o; \\ Y &= \Delta Y_u - \Delta Y_s - \Delta Y_o. \end{aligned} \right. \quad (6)$$

Дифференцируя уравнение (6), можно получить истинные значения скорости резания $V_{ист}$ в двух взаимно-перпендикулярных направлениях. Абсолютное ее значение определяется уравнением:

$$V_{ист} = 0,06 \sqrt{(dX)^2 + (dY)^2}, \quad (7)$$

где $dX = (\Delta X_u - \Delta X_s - \Delta X_o) dt$, $dY = (\Delta Y_u - \Delta Y_s - \Delta Y_o) dt$ — скорости по направлению и перпендикулярно подаче.

Истинная длина дуги контакта определяется интегрированием (7) и выражается уравнением:

$$L_{ист} = \int_0^{T_c} V_{ист} \cdot dt, \quad (8)$$

где T_c — время, соответствующее максимальному углу контакта зуба ψ , сек.

Мгновенное значение изменений статических углов заточки θ определяется как угол между вектором истинной и теоретической скоростей движения в любой точке дуги контакта и поэтому

$$\theta = \arccos \left| \frac{(V_{ист} \cdot V_T)}{|V_{ист}| \cdot |V_T|} \right|. \quad (9)$$

где $(V_{\text{ист}} \cdot V_T) = dX_{\text{ист}} \cdot dX_T + dY_{\text{ист}} \cdot dY_T$ — скалярное произведение векторов истинной и теоретической скоростей резания; $dX_{\text{ист}}$, dX_T , $dY_{\text{ист}}$, dY_T — соответствующие значения составляющих истинной и теоретической скоростей резания, определяемых по формулам (6) и (7).

Истинную траекторию движения зубьев фрезы можно представить уравнением:

$$\begin{cases} X = \Delta X_0 - \Delta X_n - \Delta X_s + S_z(q-1); \\ Y = \Delta Y_0 - \Delta Y_n - \Delta Y_s, \end{cases} \quad (10)$$

где

$$\Delta X_0 = r \sin \frac{50}{3} \cdot \frac{V}{r} t; \quad \Delta Y_0 = 2r \cdot \sin^2 \frac{25}{3} \cdot \frac{V}{r} t.$$

Для расчета толщины среза необходимо определить связь между мгновенными углами контакта двух последовательных положений траектории движения зубьев фрезы (рис. 2). Из $\triangle O_1NO_2$ имеем

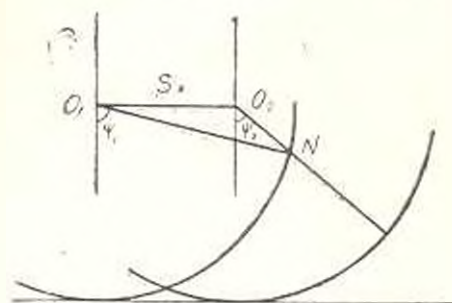


Рис. 2.

$$\frac{S_z}{\sin(\psi_1 - \psi_2)} = \frac{r}{\cos \psi_2},$$

откуда

$$\psi_2 = \arctg \left[\operatorname{tg} \psi_1 - \frac{S_z}{r \cos \psi_1} \right].$$

Связь между мгновенными углами контакта двух последовательных положений траектории движения зубьев фрезы можно представить выражением:

$$t_2 = 0,06 \frac{r}{V} \left[k + \arctg \left[\operatorname{tg} \left(\frac{50}{3} \cdot \frac{V}{r} t_1 \right) - \frac{S_z}{r \cos \left(\frac{50}{3} \cdot \frac{V}{r} t_1 \right)} \right] \right], \quad (11)$$

где t_1 , t_2 — времена, определяющие мгновенное положение предыдущего и последующего зубьев, сек; $k = 0$ при $0,06 \frac{r}{V} \arcsin \frac{S_z}{2r} < t_1 < 0,03 \frac{\pi r}{V}$ и $k = \pi$ при $0,03 \frac{\pi r}{V} < t_1 < 0,06 \frac{\pi r}{V}$.

Подставив расчетные данные, определенные по формуле (11), в уравнение (10), можно определить координаты точек, характеризующие величину мгновенной толщины среза, и по формуле (12) вычислить истинную величину толщины среза в любой точке траектории движения фрезы

$$a = \sqrt{(X_{q+1} - X_q)^2 + (Y_{q+1} - Y_q)^2}. \quad (12)$$

Посредством специально разработанного индуктивного приспособления и осциллографа измерялись амплитуда и частота колебаний концевых фрез в горизонтальной плоскости. Эксперименты проведены на станке модели 654 при обработке стали 18Х2Н4ВА и ЭИ-787 концевыми фрезами марки Р6М5 $d = 16$ мм, с жесткостью $j = 200 \div 1200$ кгс/мм. Режимы резания: $B = 2-24$ мм; $t = 2-16$ мм; $S = 0,02-0,2$ мм/зуб; $V = 15-62,5$ м/мин.

По амплитудам и частотам спектра колебаний определенных напряжений элементов режимного поля и конструктивных параметров инструмента на ЭВМ рассчитаны изменения скорости резания, статических углов заточки и толщины среза.

Анализ выявил неоднозначное влияние вынужденных колебаний f_c на траекторию режущей кромки, что обусловлено наличием угла наклона режущей кромки, который изменяет вектор смещения центра фрезы относительно точек режущей кромки.

Расчеты показывают, что изменения теоретической траектории движения, обусловленные наличием колебаний с частотой f_c , являются причиной выхода режущей кромки из контакта с заготовкой, что является источником дополнительных высокочастотных динамических ударов на режущую кромку.

С уменьшением скорости резания увеличивается количество циклов нагружения режущей кромки от колебаний с частотой f_c , вследствие большего времени нахождения зуба на дуге контакта, что приводит к более интенсивному изменению рассматриваемых параметров. Это обуславливает повышенную «чувствительность» к вибрациям труднообрабатываемых материалов.

В зависимости от отношения времени начала контакта исследуемой точки режущей кромки с заготовкой, со временем, соответствующим максимальному углу контакта, предопределяются особенности изменения толщины среза точек, расположенных по длине режущей кромки. В зависимости от этого соотношения толщина среза может в процессе входа инструмента в заготовку измениться до 2 раз. Это способствует не только периодическому выходу зуба из контакта с заготовкой, но и увеличивает проскальзывание режущего лезвия до момента врезания и приводит к повышенному износу в верхних точках контакта. Анализ осциллограмм колебаний и сил резания выявил, что мгновенная величина отжатий для одних и тех же углов контакта φ возрастает с перемещением режущей точки от торца концевой фрезы в пределах одного периода вынужденных колебаний на f_1 , что обуславливает также увеличенное изменение углов заточки. Таким образом, наличие колебательных процессов способствует изменению характера износа, что, в свою очередь, влияет на стойкость режущего инструмента.

Расчеты показывают, что в исследуемом диапазоне режимов резания и конструктивных параметров инструмента в результате наличия колебательных процессов скорость резания может изменяться в преде-

лах $\pm 25\%$, толшина срезаемого слоя до 50 мм, а статические углы за точки до 13° .

АрмИИИМаш

Поступило 25. IV. 1966

Ա. Գ. ՉԽԵՌԻԱՅԵԱՆ, Գ. Գ. ԶՈՎԱԿԻՄՅԱՆ

ՖՐԵԶՆԵՐԻ ՇԱՐԺՄԱՆ ՀԵՏԱԳԻՒ ԶԱՇՎԱՐԿՐ՝ ՏԱՏԱՆՈՂԱԿԱՆ ՊՐՈՑԵՍՆԵՐԻ ԶԱՇՎԱՌՄԱՄԸ

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Վ Մ

Բերված է ֆրեզների շարժման հետագծի հաշվարկի մեթոդիկան, հաշվառնելով կտրման ժամանակ ուղեկցող տատանողական պրոցեսները, որի հիման վրա որոշվում են կտրման իրական արագությունը, կտրող շերտի հաստությունը և կտրող զործիքի սրման ստատիկ անկյունների փոփոխությունը:

Բացահայտված է տատանողական պրոցեսների պարամետրերի ազդեցության օրինաչափությունը ֆրեզների շարժման հետագծի և նրանց մաշմանը թափանցիկությանը:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Розенберг А. М. Динамика фрезерования М., «Советская наука», 1945.
2. Этин А. О. Кинематический анализ методов обработки металлов резанием. М., «Машиностроение», 1964.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Л. М. МХОЯН, Б. Ф. ВЫГОДНЕР, Л. Т. МАНАЦЯН

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНОЕ ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА
ПРОШИВКИ ГИЛЬЗ НА ДВУХВАЛКОВОМ СТАНЕ
И ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОЛНЫХ УСИЛИЙ, ДЕЙСТВУЮЩИХ
НА ВАЛОК И ОПРАВКУ

В работах [1, 2] на основе решения плоской задачи теории пластичности с использованием метода линий скольжений проведено теоретическое исследование процесса прошивки гильз на двухвалковом стане поперечно-винтовой прокатки и разработана методика расчета основных силовых параметров стана.

В настоящей статье, являющейся продолжением этих работ, для удобства сравнения теоретических расчетов с экспериментальными данными получены формулы для расчета полных усилий, действующих на валок и оправку с одновременной их экспериментальной проверкой.

Полное усилие, действующее на валок, при прошивке сплошных заготовок на двухвалковом стане состоит из составляющих усилий для всех трех зон: поперечно-винтовой прокатки (зона I), прошивки (зона II) и раскатки прошитой заготовки (зона III) [1].

$$\frac{Q}{2k} = \frac{Q_I}{2k} + \frac{Q_{II}}{2k} + \frac{Q_{III}}{2k}, \quad (1)$$

где k — пластическая постоянная.

На рис. показана схема расчета полного усилия, действующего на валок. Поверхность оправки представляет собой усеченный конус с диаметром нижнего основания d_0 (диаметр калибрующей части оправки), и верхнего — d_n (диаметр носика оправки).

Составляющая усилия для зоны поперечно-винтовой прокатки равна

$$\frac{Q_I}{2k} = \frac{q_I}{2k} h_1 l_2, \quad (2)$$

где $q_I/2k$, h_1 — удельное безразмерное усилие на валок и длина зоны I при поперечно-винтовой прокатке [1]; l_2 — ширина контакта заготовки с валком.

Составляющая усилия для зоны III равна

$$\frac{Q_{III}}{2k} = \frac{q_{III}}{2k} k_{III} l_{III} \quad (3)$$

где $q_{III}/2k$ — удельное безразмерное усилие на валок в зоне раскаты [2].

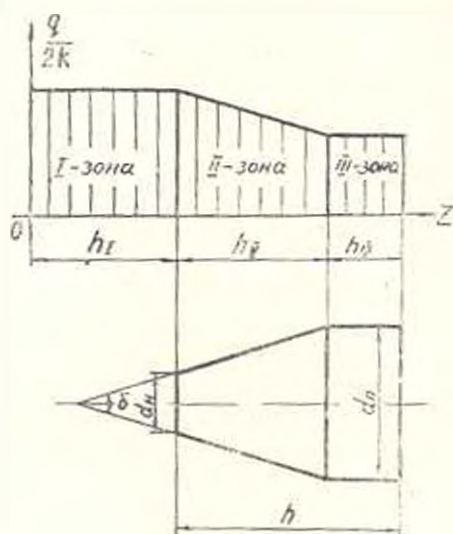


Рис. Схема расчета полного усилия, действующего на валок.

Для определения составляющей усилия в зоне II конусную часть оправки аппроксимируем цилиндрическими поверхностями, предполагая, что в ней происходит раскатка на оправках с различными диаметрами:

$$\frac{Q_{II}}{2k} = \sum \frac{q_{III i}}{2k} h_i l_i, \quad (3a)$$

где h_i — i -я часть длины зоны прошивки; $q_{III i}/2k$ — усилие раскаты в i -ой части зоны прошивки [2].

Суммируя правую часть (3a), приблизительно получим

$$\frac{Q_{II}}{2k} = \frac{q_I + q_{III}}{4k} h_{II} l_2, \quad (3b)$$

где h_{II} — длина зоны прошивки.

Полное усилие, действующее на валок при прошивке гильз на двухвалковом стане с учетом (1) ÷ (4), будет

$$\frac{Q}{2k} = \frac{l_2}{2k} \left[q_I h_I + (q_I + q_{III}) \frac{h_{II}}{2} + q_{III} h_{III} \right]. \quad (5)$$

Рассмотрим зону прошивки и определим полное усилие, действующее на оправку.

Граничные условия для рассматриваемой задачи следующие: трение на поверхности оправки в осевом направлении $\mu = 0,25$ [3], а в окружном — $\mu = 0$, т. к. оправка вращается вместе с заготовкой. Внедрению оправки препятствует сила, действующая со стороны деформируемой заготовки, и трение на поверхности контакта оправки с заготовкой, поэтому

$$Q_n = Q_1 + Q_2. \quad (6)$$

Первая составляющая Q_1 определяется, используя параметры напряженного состояния деформируемой заготовки методом [2]. Определим величину второй составляющей по следующей формуле:

$$Q_2 = 2k\mu \left(F' \cos \frac{\delta}{2} + F'' \right), \quad (7)$$

где F' — площадь соприкосновения материала заготовки с конической частью оправки; F'' — площадь пластического контакта заготовки с цилиндрической частью оправки; δ — угол раствора конической части оправки.

Для случая толстостенных гильз ($2 < d/t \leq 5,9$) [2] площадь F' равна боковой поверхности усеченного конуса

$$F' = \frac{\pi(d_n^2 - d_s^2)}{4 \sin \delta/2}, \quad (8)$$

а F'' — длине пластического контакта на этом участке l на ширину рассматриваемой части оправки h_{III} . Исследование процесса раскатки показало, что величина l для толстостенных гильз равна нулю, т. к. после линий скольжения при этом выходит на поверхность калибровочной части оправки точкой [2]. Следовательно, полное усилие, действующее на оправку, при прошивке толстостенных гильз с учетом (6) ÷ (8), будет

$$Q_n = Q_1 + 0,5k\mu (d_n^2 - d_s^2) \lg \delta/2. \quad (9)$$

В случае прошивки тонкостенных гильз ($5,9 < d/t \leq 11$) [2] площадь соприкосновения заготовки с конической частью оправки имеет более сложную конфигурацию. Полное соприкосновение происходит только до того сечения оправки, где диаметр оправки становится равным d_k . Это соответствует критическому отношению $d/t = 5,9$, которое ограничивает толстостенные и тонкостенные гильзы. Величина d_k с учетом коэффициента раскатки заготовки ($d_n/d_k = 1,07$) [2] определяется

$$d_k = \frac{1}{1,07} \left(d - \frac{2d}{5,9} \right). \quad (10)$$



Площадь F' при прошивке тонкостенных гильз будет

$$F' = \pi \frac{d_n^2 - d_k^2}{4 \sin \delta/2} + \frac{d_n - d_k}{2 \sin \delta/2} l_1. \quad (11)$$

Площадь контакта заготовки с калибровочной части оправки F' для таких гильз равна

$$F' = 2l_1 h_{\text{III}}. \quad (12)$$

Полное усилие, действующее на оправку при прошивке тонкостенных гильз с учетом (6), (7), (11) и (12) будет

$$Q_n = Q_1 + 2k_n \left[\frac{\pi}{4} (d_n^2 - d_k^2) \operatorname{ctg} \frac{\delta}{2} + \frac{1}{2} (d_n - d_k) l_1 \operatorname{ctg} \frac{\delta}{2} + 2l_1 h_{\text{III}} \right]. \quad (13)$$

Для оценки полученных результатов во ВНИИМЕТМаше на лабораторном стане ЦКБММ-30 проведены опыты по поперечно-винтовой прокатке сплошных заготовок и прошивке гильз. Исходной заготовкой служил прутки диаметром 60 мм из стали 3 длиной 250 мм. Нагрев заготовок производился в электропечи с силитовыми нагревателями. Методами тензометрии определены усилия, возникающие в процессе прошивки.

В результате прошивки получены гильзы $d \times l = (60 \times 14)$ мм, (60×12) мм и (60×10) мм.

Геометрические параметры оправок и поверхности контакта заготовок, необходимые при расчете процесса, приведены в табл. 1.

Таблица 1

Диаметр оправки, мм	d_n	32	36	40
Диаметр носика оправки, мм	d_n	10	10	10
Длина зоны поперечно-винтовой прокатки, мм	h_1	39	40,9	37,4
Длина конической части оправки, мм	h	41	48,5	56
Длина калибровочной части оправки, мм	h_{III}	13,6	16,2	18,6
Угол наклона конусной части оправки, град	$\operatorname{ctg} \frac{\delta}{2}$	2,49	2,49	2,49
Площадь контакта заготовки с валком, мм ²	F	1200	1340	1400
Ширина контакта заготовки с валком, мм	l_2	15	15	15

Для расчета полных усилий, действующих на валке и оправку, по найденным формулам определялся предел текучести материала заготовки k , используя при этом экспериментальные данные процесса поперечно-винтовой прокатки. Удельное давление на валок при таком про-

пессе составляло $q_1 = 100 \text{ МН/м}^2$, а расчетное безразмерное удельное усилие при $\mu = 0,25$ равно $q_1/2k = 1,70$ [1]. Следовательно

$$\frac{q_1}{2k} = \frac{100}{2k} = 1,70,$$

а $k = 29,4 \text{ МН/м}^2$.

Затем по формулам (9), (13) и данным табл. 1 определялось полное усилие, действующее на оправку в процессе прошивки гильз.

Для расчета полного усилия, действующего на валок по формуле (5), сначала вычисляется полная длина контакта заготовки с валком по экспериментально установленным значениям площадей F и ширины контакта l_1 , приведенным в табл. 1. Затем по этим данным и размером оправки определяются длины: зоны поперечно винтовой прокатки h_1 , прошивки h_{II} и раскатки h_{III} .

Таблица 2

Отношение d_1/d	Усилие на валок, $\kappa\text{Н}$		Усилие на оправку, $\kappa\text{Н}$		Удельное усилие на валок, МН/м^2	
	эксп.	расч.	эксп.	расч.	эксп.	расч.
4,3	115	114	37	29	95	95
5	114	116,8	40	39	85	87,1
6	117	123	43	57	92	88
Прокатка без оправок	80	90	—	—	100	100

Результаты расчетных и экспериментальных данных усилий, действующих на валок и оправку, приведены в табл. 2, откуда видно, что предлагаемые расчетные зависимости удовлетворительно согласуются с опытными данными.

Лек. фкл. ЕрПН
им. К. Маркса

Поступило 17. III 1980

Լ. Մ. ՄԵՆԱՆ, Բ. Ն. ՎԻՇՆԻՆԵՐ, Լ. Ք. ՄԱՆԱՆՅԱՆ

ԵՐԿԳՐՏՆԱԿԱՆ ՀԱՍՏՈՆԻ ՎՐԱ ՊԱՐԿՈՒՆԵՐԻ ԱՆՑՔԱՀԱՏՄԱՆ
ՊՐՈՑԵՍԻ ՓՈՐՁՆԱԿԱՆ ՀԵՏԱԶՈՏՈՒՄԸ ԵՎ ԳՐՏՆԱԿԻ ՈՒ ԿԱԼԱԿԻ
ՎՐԱ ԱԶԳՈՂ ՀԻԳԵՐԻ ՈՐՈՇՈՒՄԸ

Ա Վ Փ Ո Փ Օ Վ Մ

Հայեական-սարքակալին դրանման երկգրտնակման հաստոնի վրա հոծ
հախալատրաստվածքների անցքահանման ղեկըրում մշակված է մեթոդիկա

և ստացված են բանաձևեր գրտնակի ու կալակի վրա ազդող լրիվ ճիգերի որոշման համար:

Կատարված է ստացված տեսական լուծումների փորձնական ստուգում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Мхоян Л. М. Напряженное состояние, возникающее при поперечно-винтовой двух-валковой прокатке. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXXI, № 4, 1978.
2. Мхоян Л. М. Определение силовых параметров при прошивке гильз на двухвалковом стане поперечно-винтовой прокатки. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXXII, № 2, 1979.
3. Голубев Т. М., Зайков М. А. Коэффициент трения при горячей прокатке «Сталь», 1950, № 3.

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

И. И. ТЕМНОВ

РАСЧЕТ ТЕРМОНАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ СИСТЕМЫ
«ИЗДЕЛИЕ—АРМАТУРА—УПОРЫ» С УЧЕТОМ ПРОЦЕССА
ФОРМИРОВАНИЯ СВЯЗЕЙ МЕЖДУ БЕТОНОМ И АРМАТУРОЙ

Источником формирования напряженного состояния предварительно напряженных железобетонных элементов, изготавливаемых на стендах и в силовых формах, является усилие $Z^*(t)$, возникающее в оголенной арматуре системы (рис. 1в). Естественно, что появление такого усилия возможно после обеспечения связей между бетоном и арматурой. До настоящего времени считалось, что связи возникают одновременно по длине [1, 2]. Такое предположение не позволяет рассматривать непрерывный процесс формирования усилий в элементах системы и приводит к несоответствию рассчитанных величин экспериментальным.

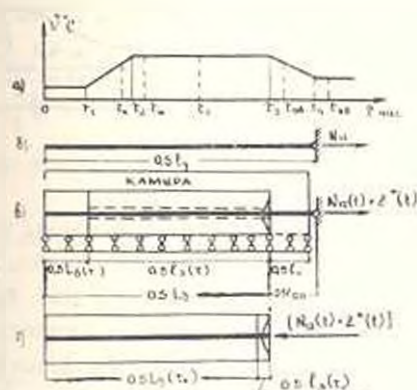


Рис. 1. Схема формирования модели системы «изделие—арматура—упоры».

Анализ независимых температурных перемещений натянутой на упоры арматуры и начинающего твердеть бетона показывает, что в зоне, расположенной у среднего поперечного сечения изделия, взаимные смещения весьма малы. В этой зоне образование связей между арматурой и бетоном начинается одновременно с началом схватывания цемента. Величина взаимных смещений увеличивается к торцам и соответствующим образом задерживается формирование сцепления. Иными словами образование связей, а следовательно и формирование железо-

бетонного изделия в период наращивания температур в камере происходит постепенно по длине [3]. Очевидно, что для участка по длине, на котором изделие сформировалось, можно считать справедливой гипотезу плоских сечений. По длине сформировавшегося участка изделия (рис. 2в) усилия $N_0^*(t)$ и $N_1^*(t)$, передающиеся на бетон и арматуру, постоянны. На участках, расположенных ближе к торцам, на которых образование связей задержано взаимными смещениями, усилия $N_0(z, t)$ и $N_1(z, t)$ переменны по длине. Поскольку в этой зоне происходит передача части усилий, возникающих в оголенной арматуре, на бетон, то ее можно назвать зоной заанкеривания. На рис. 1 приведена схема, иллюстрирующая описанную модель формирования системы. В момент времени $t = 0$ (рис. 1б) осуществляется натяжение арматуры. С момента $\tau_k \leq t \leq \tau_n$ (рис. 1в) происходит процесс наращивания связей по длине. Система состоит из участка изделия $L_0(\tau)$, зоны заанкеривания $L_3(\tau)$, оголенной арматуры L_2 и упоров. В момент $t = \tau_n$ завершается формирование связей по длине. Усилия N_1 изменяются от релаксации и усилия $Z^*(t)$, обжимающего бетона. При $\tau_n \leq t \leq \tau_{об}$ бетон подвергается растягивающим усилиям $Z^*(t)$. Считается, что в интервале $\tau_k < t < \tau_{об}$ зона заанкеривания не изменяется.

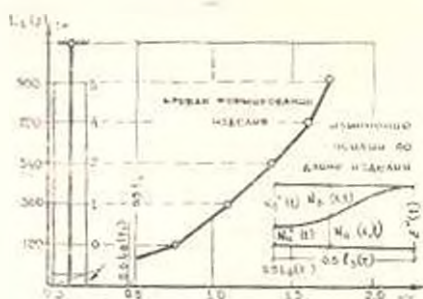


Рис. 2. К формированию во времени длин участков призматической сваи.

Для подтверждения изложенного проведены специальные экспериментальные исследования на отдельных образцах, подвергаемых тепловой обработке по режиму, приведенному на рис. 4а, при взаимных смещениях со скоростями, соответствующими скоростям смещений в различных сечениях призматической сваи. На рис. 2а показаны участки (1—5) на половине длины сваи, для которых определялись взаимные смещения [3], а на рис. 2б приведена кривая формирования во времени длин участков сваи $L_0(\tau)$, полученная по опытным значениям взаимных смещений.

Расчет напряженного состояния системы выполняется с учетом переменных во времени длин и различия в деформативностях двух участков: участка, где выполняется гипотеза плоских сечений $L_0(\tau)$ и участка, соответствующего зоне заанкеривания $L_3(\tau)$.

Определение усилий $Z^*(t)$ и $N_1^*(t)$, возникающих в оголенной и обетонированной арматуре, покажем на примере призматического из-

делия, имеющего поперечное сечение с одной осью симметрии и одиночную арматуру (рис. 3). Усилия $Z^*(t)$ находятся с помощью уравнения метода сил:

$$u_m^*(t) + u_m^*(t) - u_v^*(t) = 0, \quad (1)$$

где $u_m^*(t)$, $u_{mc}^*(t)$ и $u_v^*(t)$ — перемещения изделия, свободной арматуры и уловов от суммарного действия силы $Z^*(t)$ и вынужденных деформаций $\varepsilon(t)$ (изменение во времени и по поперечному сечению изделия и стелда, температуры и влажности).

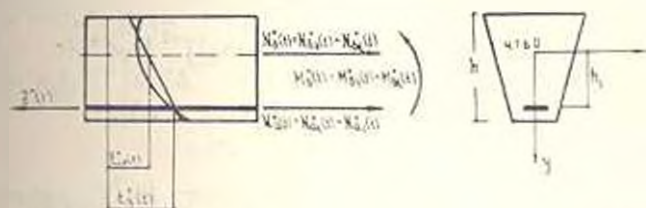


Рис. 3. Расчетная схема.

Для определения перемещения $u_m^*(t)$ необходимо решить задачу о деформировании состояния железобетонного стержня, находящегося под действием переменной во времени силы $Z^*(t)$ и вынужденных деформаций $\varepsilon(t)$. Перемещения бетонного и арматурного стержней, соответствующие сформировавшейся части изделия, под действием сил $N_0^*(t)$ и $N_a^*(t)$ (рис. 3), могут быть представлены в виде:

$$\begin{aligned} u_0^*(y, t) = & \rho_{11} \left[\delta^L(t, \tau_1) N_0^*(\tau_1) + \int_{\tau_1}^t \delta^L(t, \tau) \frac{d}{d\tau} N_0^*(\tau) d\tau \right] + \\ & + L_0(\tau_1) \varepsilon_{cp}(\tau_1) + \int_{\tau_1}^t L_0(\tau) \frac{d}{d\tau} \varepsilon_{cp}(\tau) d\tau; \\ u_a^*(t) = & \frac{1}{E_a F_a} \left[L_a(\tau_1) N_a^*(\tau_1) + \int_{\tau_1}^t L_a(\tau) \frac{d}{d\tau} N_a^*(\tau) d\tau \right] + \\ & + L_a(\tau_1) \varepsilon_a(\tau_1) + \int_{\tau_1}^t L_a(\tau) \frac{d}{d\tau} \varepsilon_a(\tau) d\tau, \end{aligned} \quad (2)$$

где $\delta^L(t, \tau) = \delta(t, \tau) L_0(\tau)$, $\rho_{11} = 1/F_0 + h_1 y/J_0$.

Зависимости (2) отличаются от обычно применяющихся в линейной теории ползучести [4] наличием под интегралом множителя $L_0(t)$: это связано с переменностью во времени длины рассматриваемого участка.

$$\begin{aligned} N_0^*(t) + N_s^*(t) - Z^*(t) &= 0, \\ M_0^*(t) + M_s^*(t) - M^*(t) &= 0 \end{aligned} \quad (3)$$

и условия совместности деформаций на уровне арматуры

$$u_0^*(t) = u_s^*(t) \quad (4)$$

позволяют снять усилия $N_s^*(t)$ с усилием $Z^*(t)$. В операторной форме соответствующая зависимость имеет вид:

$$\begin{aligned} N_s^* &= [\rho_1 + n_1(\delta^L + K_2)^{-1} \{(l_0 + K_1)\}^{-1} [\rho_1 Z^* + \\ &+ F_0(\delta^L + K_2)^{-1} (l_0 + K_1)(\epsilon_{cp} - \epsilon_s)], \end{aligned} \quad (5)$$

где

$$\begin{aligned} (\delta^L + K_2) F &= \delta^L(t, \tau_1) F(\tau_1) + \int_{\tau_1}^t \delta^L(t, \tau) \frac{d}{d\tau} F(\tau) d\tau; \\ (l_0 + K_1) F &= l_0(\tau_1) F(\tau_1) + \int_{\tau_1}^t l_0(\tau) \frac{d}{d\tau} F(\tau) d\tau; \end{aligned} \quad (6)$$

F — произвольная функция.

С учетом (4), (6) и (2) получим:

$$u_s^* = \frac{1}{E_s F_s} (l_0 + K_1) N_s^* (l_0 + K_1) \epsilon_s. \quad (7)$$

В формулах (2)–(7) $l_0(\tau_1)$ — длина участка изделия, сформировавшегося к моменту τ_1 (рис. 1а), принимаемая для различных изделий, изменяющейся в пределах $0 < l_0(\tau_1) \leq 0,025 l_0$; $\rho_1 = 1 + F_0 h_0^2 / J_0$; $\sigma_1 = F_0 / E_s F_s$.

Перемещение $u_s^*(t)$ определяется по приближенной формуле

$$u_s^* = \frac{1}{E_s F_s} (l_0 + K_1) [(1 - 0,6\rho_1) Z^* - 0,6\rho_1 N_s^*] + (l_0 + K_1) \epsilon_s, \quad (8)$$

построенной в предположении, что усилия в бетоне по длине заанкеривания меняются по закону (рис. 2в):

$$N_0(z, t) = N_0(l_0, t) \frac{z^2}{l_0^2} \left(6 - 8 \frac{z}{l_0} + 3 \frac{z^2}{l_0^2} \right). \quad (9)$$

В формуле (8)

$$(l_0 + K_1) F = l_0(\tau_1) F(\tau_1) + \int_{\tau_1}^t l_0(\tau) \frac{d}{d\tau} F(\tau) d\tau. \quad (10)$$

Перемещения свободной арматуры и упоров определяются по формулам:

$$u_{ac}^* = \frac{1}{E_a F_a} l_{ac} Z^* + l_{n\epsilon_k} + (l_{ac} - l_n) \epsilon_y; \quad (11)$$

$$u_y^* = \frac{1}{E_a F_a} l_y Z^* + l_y \epsilon_y.$$

С учетом (7), (8) и (11) решение уравнения (1) в матричной форме имеет вид:

$$\begin{aligned} Z^* = & -E_a F_a [\rho_1 (\Delta^6 + 0,6\rho_1 \Delta^3) (\rho_1 + n_1 \Delta K)^{-1} + (1 - 0,6\rho_1) \Delta^2 + \\ & + l_{ac} - n_2 l_y]^{-1} [n_1 (\Delta^6 + 0,6\rho_1 \Delta^3) (\rho_1 + n_1 \Delta K)^{-1} \Delta K (\Delta \epsilon_{cp} - \Delta \epsilon_1) + \\ & + L_6 \Delta \epsilon_a + l_n \Delta \epsilon_k + (l_{ac} - l_n) \Delta \epsilon_y]. \end{aligned} \quad (12)$$

Вектор усилия $N_a^*(t)$ строится так:

$$N_a^* = (\rho_1 + n_1 \Delta K)^{-1} [\rho_1 Z^* + F_a \Delta K (\Delta \epsilon_{cp} - \Delta \epsilon)]. \quad (13)$$

По формуле (13) можно получить также усилия $N_{ax}^*(t)$ от действия силы $Z^*(t)$ и $N_{ax}^*(t)$ от действия $\epsilon(t)$.

В формулах (12), (13) $\Delta \epsilon_a$, $\Delta \epsilon_{cp}$, $\Delta \epsilon_k$ — векторы вынужденных деформаций арматуры, средних по поперечному сечению изделия и в ка- мере;

$$\Delta K = (\Delta \delta^L)^{-1} \Delta^6 = (\delta^L + K_2)^{-1} (l_6 + K_1); \quad \Delta^3 = (L_1 + K_1). \quad (14)$$

Элементы матриц Δ^6 , Δ^3 и $\Delta \delta^L$ связаны с интегралами, вычисленными для отдельных промежутков времени. Некоторые элементы этих матриц имеют вид:

$$\Delta_{ik}^6 = L_6(\xi)_{i,k-1}^{i,k}; \quad \Delta_{ik}^3 = L_3(\xi)_{i,k-1}^{i,k}; \quad \Delta_{ik}^L = \delta(t_i, \xi)_{i,k-1}^{i,k}, L_6(\xi)_{i,k-1}^{i,k}, \quad (15)$$

где индекс i показывает возраст бетона в момент отсчета, а k — возраст бетона в момент приращения напряжений [5].

Векторы напряжений в оголенной, обетонированной арматуре и бетоне строятся по формулам:

$$\sigma_{ac}^* = \frac{1}{F_a} Z^*; \quad \sigma_a^* = \frac{1}{F_a} N_a^*; \quad \sigma_b^* = \frac{1}{F_b} \rho_{II} N_b^*. \quad (16)$$

Напряженное состояние в изделии с момента окончания обжатия [6] определяется с учетом применения принципа наложения по формулам:

$$\sigma_{a1}^* = \sigma_a^* + \sigma_{a,ob}^*; \quad \sigma_{b1}^* = \sigma_b^* + \sigma_{b,ob}^*, \quad (17)$$

где $\sigma_{a,ob}^*$ и $\sigma_{b,ob}^*$ — напряжения в арматуре и бетоне вследствие обжатия. Учет напряжений, связанных с переменными температурно-влажностными градиентами, рассматривается отдельно.

Описанный метод расчета применен к определению напряжений в арматуре и бетоне преднапряженной призматической сваи, изготавливаемой на стелсе. Режим тепловой обработки показан на рис. 4а. Основные характеристики системы: $l_0 = 1800$ см; $l_{ac} = 475$ см; $F_a = 45 \times 45$ см; $F_b = 30,4$ см²; $E_a = 2 \cdot 10^6$ кгс/см². Физико-механические характеристики бетона соответствовали применяемым в [2].

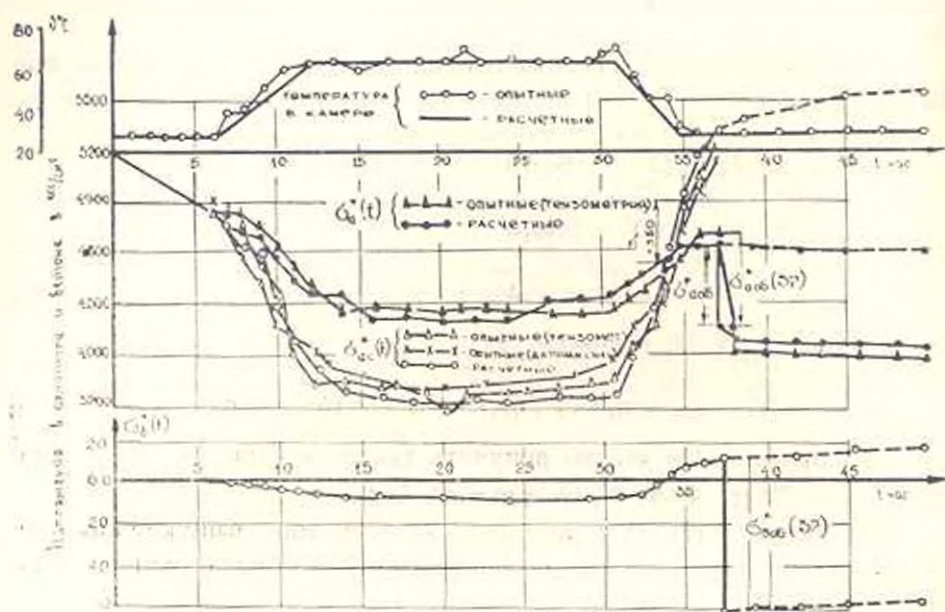


Рис. 4. Изменение рассчитанных и опытных величин напряжений в арматуре и бетоне системы и период изготовления сваи.

На рис. 4 представлено изменение напряжений в арматуре и бетоне системы, вычисленных по формулам (16), (17). К напряжениям в арматуре дополнена величина $\sigma_{ac}(6) = \sigma_a(6) = 300$ кгс/см², обусловленная релаксацией и обжатием анкеров. Алгоритм расчета реализован на ЭВМ «ЕС-1022». Результаты сопоставлялись с экспериментальными данными, полученными при помощи замера деформаций в свободной и обетонированной арматуре сваи тензометрическим методом. Кроме того, в оголенной арматуре усилия измерялись с помощью датчиков силы. На рис. 4б приведены соответствующие кривые. Из рисунка видно хорошее соответствие рассчитанных величин напряжений в арматуре опытным, формирующихся как в процессе тепловой обработки сваи, так и последующего выдерживания. При $\sigma_a(34) = 0$ (рис. 4в) потери напряжений в арматуре от температурного перепада (рис. 4б) [6] составляют $\sigma_n = 350$ кгс/см². Обжатие осуществлено при $t = 37$ ч.

Описанное решение дает возможность проследить изменение напряженного состояния изделия на всех периодах изготовления, обжатия и дальнейшего хранения и открывает возможности для дифференцирован-

Ի. Ի. ՏԵՄԵՐԱՎ

**«ՊԱՏՐԱՍՏՎԱՌՔ-ԱՄՐԱՆ-ՀԵՆԱՐԱՆՆԵՐ» ՀԱՄԱԿԱՐԴԻ ԶԵՐՄԱՅԻՆ
ԼԱՐՎԱՍՅԻՆ ՎԻՃԱԿԻ ՀԱՇՎԱՐԿԸ՝ ԲԵՏՈՆԻ ՈՒ ԱՄՐԱՆԻ ՄԻՋԵՎ
ԿԱՊԻ ԶԵՎԱԿՈՐՄԱՆ ՊՐՈՑԵՍԻ ՀԱՇՎԱՌՄԱՄԲ**

Ա մ փ ո փ ո լ մ

Շարադրված են էլեմենտի ջերմային լարվածային վիճակի հաշվարկի հիմնական դրույթները, որոնք հիմնված են անհամասեռ համակարգի քննարկման վրա և որոնք ներառնում են արագ «ծերացող» բետոնի և ամրանի միջև փոփոխական երկարության կապեր և ժամանակից փոփոխվող հաշվարկային սխեմա: Հաշվարկային մեթոդիկան հիմնված է սողքի տեսության ինտեգրալ հավասարումների մատրիցային տեսքով կալմման ու լուծման վրա: Ստեղծված ալգորիթմը թույլ է տալիս հետևել էլեմենտի լարվածային վիճակի պրոցեսի ձևավորմանը նրա պատրաստման, սեղմման և հետագա պահման ընթացքում: Հաշվարկի ճշտությունը հաստատված է փորձնական տրվյալներով, որոնք ստացված են դորժարանային պայմաններում:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Бердичевский Г. И., Маркаров Н. А. Технологические факторы трещиностойкости и прочности предварительно-напряженных железобетонных конструкций М., Стройиздат, 1969, т. 151.
2. Темнов И. И. О применении теории ползучести к решению задачи о напряженном состоянии железобетонного элемента и процессе термообработки. «Известия АН АрмССР (серия Т. Н.)», т. XXVII, № 5, 1974, с. 81—90.
3. Неутов С. Ф. О формировании сцепления между арматурой и бетоном в процессе термообработки изделий. «Известия вузов. Строительство и архитектура», 1980, № 3, с. 16—21.
4. Арутюнян Н. Х. Некоторые задачи теории ползучести для неоднородно стареющих тел. «Механика твердого тела», 1976, № 3, с. 153—164.
5. Прокопович И. Е. О применении теории ползучести к расчету бетонных и железобетонных конструкций. «Известия вузов. Строительство и архитектура», 1974, № 12, с. 4—16.
6. Байкова В. Н., Сисаков Э. Е. Железобетонные конструкции. М., Стройиздат, 1978, с. 767.

ИЗМЕРИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

М. Г. АРАКЕЛЯН

К ТЕОРИИ ДОПУСКОВ БОЛЬШИХ МНОГОЗЕРКАЛЬНЫХ
АНТЕНН

В остронаправленных антенных системах наиболее оптимальные характеристики обеспечиваются при распределениях поля в раскрыве, близких к равномерным. Однако, реальное поле в раскрыве в силу ряда причин отличается от равномерного. Одной из основных причин является погрешность поверхностей зеркал и других конструктивных элементов антенной системы. Зависимость закона распределения фаз поля в раскрыве от погрешностей элементов конструкции в известных работах описывается сложными уравнениями, в особенности, в случае многозеркальных антенн [1—3].

В настоящей работе получены простые выражения зависимости фазовых отклонений поля в раскрыве многозеркальных антенн от погрешностей их конструктивных элементов путем замены полного приращения соответствующей функции полным дифференциалом. Задача решается в общем виде для двухзеркальных антенн со сферическим главным зеркалом.

При линейных размерах антенн, существенно превышающих длину волны, в теории антенн широко используется метод геометрической оптики. В этом случае поверхности зеркал должны обеспечивать равномерное распределение поля в раскрыве системы. Можно записать, что

$$\sum x_i - \sum c_i = 0, \quad (1)$$

где c_i — длина участка пути центрального луча в зеркальной системе, а x_i — то же, для текущего луча.

Величины x_i и c_i являются функциями конструктивных параметров антенны, поэтому уравнение (1) следует рассмотреть как выражение нулевого значения фазы на поле раскрыва антенной системы через заданные геометрические размеры в неявном виде.

Если искаженные значения последних подставить в равенство (1), то получим некоторую разность путей s , которая будет полным приращением этой функции.

Перейдя к дифференциалам, получим:

$$ds = ds_1 - ds_0, \quad (2)$$

где

$$ds_i = \sum dx_i; \quad ds_e = \sum dc_i. \quad (3)$$

«Электрическая длина» отрезка ds равна

$$ds = \frac{d\varphi}{2\pi} \lambda, \quad (4)$$

где λ — длина волны; $d\varphi$ — фазовое отклонение.

В теории антенн за максимально допустимое значение отклонения фаз в раскрыве принимается величина $\pm \pi/4$. Следовательно, максимально допустимое значение ds будет равно $\pm \lambda/8$.

Рассмотрим случай плоской задачи для сферической двухзеркальной антенны.

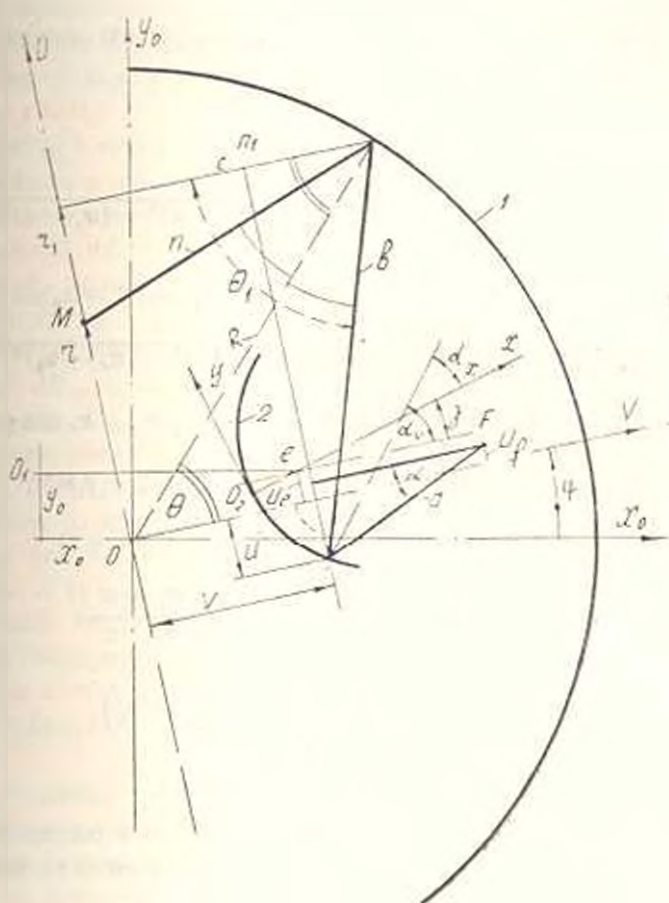


Рис. 1. Схема двухзеркальной сферической антенны.

На рис. 1 показано главное сферическое зеркало 1, корректирующее малое зеркало 2, точка фокуса системы F , текущая точка M фазового фронта поля в раскрыве, образованная лучом с отрезками a , b и

л. Все величины показаны в состоянии определенного искажения от четных положений. На рис. 1 приняты также следующие обозначения: o_0o_y — неподвижная система координат с началом в центре боковой полусферы радиуса R , а ось ox_0 совмещена с осью симметрии; o_1o_1 — подвижная система координат, где ось o_1o_1 определяет угол обзора θ , а o_1n находится в плоскости раскрыва; x_0, y_0 — неподвижная система координат по отношению к малому зеркалу с началом в вершине ее расчетного профиля; x, y, v и u — координаты текущей точки профиля малого зеркала; x_0 и y_0 — координаты центра огибающей малого зеркала в системе x_0o_y ; e — некоторая точка на малом зеркале; f — фокусное расстояние от точки o_1 ; x_e, u_e — расстояния точки e от вершины профиля малого зеркала и оси o_1n ; u_f — расстояние фокуса от оси o_1n ; γ — угол поворота малого зеркала вокруг точки e .

В соответствии с изложенным выше формулу (3) можем записать

$$ds_0 = dn + db + da.$$

Кроме того имеем:

$$n = \frac{\cos \theta}{\cos (2\theta - \theta_1)} R; \quad a = \sqrt{(v_f - v)^2 + (u_f - u)^2};$$

$$b = \sqrt{(n_1 - v)^2 + (r_1 - u)^2}; \quad u_0 = y_0 \cos \psi - x_0 \sin \psi;$$

$$v_0 = y_0 \sin \psi + x_0 \cos \psi; \quad v_e = v_0 + \sqrt{e^2 - (u_e - u_0)^2};$$

$$v_f = v_0 + \sqrt{f^2 - (u_f - u_0)^2}; \quad v_{0e} = v_e - x_e \cos \gamma;$$

$$u_{0e} = u_e - x_e \sin \gamma; \quad v = v_{0e} + x \cos \gamma - y \sin \gamma;$$

$$u = u_{0e} + y \cos \gamma + x \sin \gamma; \quad \alpha_e = \alpha_e + \gamma;$$

$$\theta_1 = 2\alpha_e + 2\gamma - \pi; \quad \alpha = \arctg \frac{u_f - u}{v_f - v};$$

$$\theta = \theta_1 + \arcsin \left(\frac{u}{R} \cos \theta_1 - \frac{v}{R} \sin \theta_1 \right);$$

$$n_1 = R \cos \theta; \quad r_1 = R \sin \theta.$$

В равенствах (6) α_e — угол между нормалью в текущей точке расчетного профиля малого зеркала и осью o_1x , а значения расчетных длин x и y определяются из уравнений [2]:

$$x = A - l - p \cos 2\theta; \quad y = B - p \sin 2\theta;$$

$$A = 1 - 2(1 - \cos \theta) \cos^2 \theta; \quad B = \sin \theta - (1 - \cos \theta) \sin 2\theta;$$

$$p = \frac{1}{2} \cdot \frac{c^2 - (A - f)^2 - B^2}{c - (A - f) \cos 2\theta - B \sin 2\theta}; \quad c = 1 - 2l + f.$$

где l — расчетное расстояние вершины малого зеркала от центра большой сферы, радиус которой принят за единицу.

Полный дифференциал ds с учетом равенств (2), (3), (5) и (6) выражается:

$$ds = 2\cos\theta dR - 2dR_n + 2\sin^2\theta \cos\alpha dx_n + 2\sin^2\theta \sin\alpha dy_0 + \\ + 2\sin^2\theta de - (\sin 2\theta - \sin\alpha) du_r + (\cos 2\theta + \cos\alpha - 2) dx_r - \\ - (\cos 2\theta + \cos\alpha) dx + 2dz_n - (\sin 2\theta - \sin\alpha) dy - \sin\alpha du_t - \\ - (1 - \cos\alpha) dm + (e \sin 2\theta - \sin\theta + m \sin\alpha) dz, \quad (8)$$

где $m = f - e$; $dz = R d\tau$; $\alpha = \arcsin |y| / \sqrt{(f - x - l)^2 + y^2}$; (9)

dR_n — ошибка большой полусферы и некоторой точке поверхности, когда точка находится на оси малого зеркала; dx_n — ошибка поверхности малого зеркала по оси ox около вершины.

В выражении (8) фазовые отклонения отсчитываются от точки пересечения центрального луча с плоскостью раскрыва, когда имеет место $\theta = \alpha = y = r = 0$.

Для текущей точки θ равенство дает линейную зависимость между смещением фазы и ошибками конструкции антенны, однако распределение фазовых отклонений по раскрыву нелинейно. Можно проследить влияние каждой из погрешностей конструкции антенны в отдельности на синфазность поля по всему раскрыву, принимая остальные погрешности равными нулю.

Зависимость погрешностей отражающей поверхности большой полусферы dR , dR_n , совпадения центров большой полусферы и вращения малого зеркала dx_n , dy_0 осевого смещения малого зеркала от центра большой сферы имеют вид простых функций.

На рис. 2 приведены кривые зависимости фазового отклонения ds от координаты плоскости раскрыва для каждой из погрешностей dx_n .

Кривые для Δx и Δx_1 ($\Delta y, \Delta y_1$) показывают влияние погрешности координаты x (y) на фазовую ошибку, однако кривая Δx (Δy) учитывает случай, когда текущие точки малого зеркала по x (y) имеют постоянную погрешность, равную единице, а кривая Δx_1 (Δy_1) — когда погрешности в текущих точках изменяются по закону $\Delta x = (x/x_1) \Delta x_1$ ($\Delta y_1 = \Delta x_1 \lg 2\theta x/x_1$), а за единицу принята ошибка в плоскости раскрыва.

При случайных ошибках можем воспользоваться среднеквадратическим суммированием погрешностей. Если σ — среднеквадратическая ошибка пройденного лучом пути от плоскости раскрыва до фокуса, а σ_1 — с.к.о. соответствующих конструктивных элементов, то

$$\sigma^2 = 4(\cos\theta - 1)^2 \sigma_R^2 + 4\sin^2\theta \cos^2\alpha \sigma_{R_n}^2 + 4\sin^2\theta \sin^2\alpha \sigma_{x_n}^2 + 4\sin^2\theta \sigma_{y_0}^2 + \\ + (\sin 2\theta - \sin\alpha)^2 \sigma_{u_r}^2 + (\cos 2\theta + \cos\alpha - 2)^2 \sigma_{x_r}^2 + (1 - \cos\alpha)^2 \sigma_m^2 + \\ + \sin^2\alpha \sigma_{u_t}^2 + (\cos 2\theta + \cos\alpha) \sigma_x^2 + 4\sigma_{z_n}^2 + (\sin 2\theta - \sin\alpha)^2 \sigma_y^2 + \\ + (e \sin 2\theta - \sin\theta + m \sin\alpha)^2 \sigma_z^2. \quad (10)$$

В этом случае неизвестные погрешности (допуски) можно выбирать, исходя из технологической простоты их обеспечения.

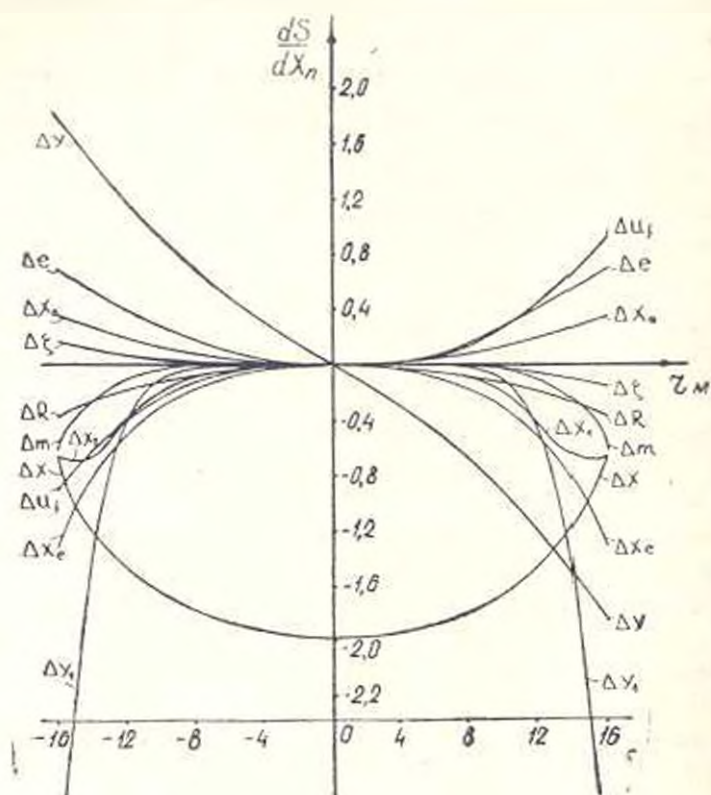


Рис. 2. Изменение фазы по раскрытию при действии одной ошибки.

В качестве примера систематических ошибок рассматривается влияние равномерного нагрева, а в качестве случайных — ошибки изготовления на синфазность поля в раскрытии антенны ГЭПИ-32/54.

Антенна имеет следующие параметры: $R = 27000$ мм; $l = 0.49R$; $f = 0.63R$. Фундаментом для антенны служит железобетонная полусфера с внутренним радиусом $R_1 = 28800$ мм, толщиной стенки $B_1 = 1500$ мм. Главное сферическое зеркало состоит из отдельных литых алюминиевых щитов толщиной $h_1 = 60$ мм, закрепленных на индивидуальных стальных опорах высотой $H = 1740$ мм. Система вращения вторичного зеркала и поддерживающие ее три опоры представляют собой стальные конструкции. Расстояние от оси симметрии главного зеркала до фундаментов треноги $H_1 = 20000$ мм. Вторичное зеркало стыкуется с подвижной металлоконструкцией в некоторой плоскости на расстоянии $e = 14500$ мм от центра сферы главного зеркала.

Первоначально рассматривается вариант, когда вторичное зеркало изготовлено из титанового сплава, а стержни, поддерживающие облучатель, из алюминиевого. Стержни крепятся к вторичному зеркалу в плоскости, проходящей через точку e (рис. 1).

Величину погрешностей конструкции определим, исходя из того, что для умеренного интервала температур, как правило

$$\Delta x_i = x_i \beta_j t, \quad (11)$$

где i — номер конструкции; j — материал; x — соответствующий размер; β — коэффициент линейного расширения; t — температура равномерного нагрева, отсчитанная от некоторой средней температуры, при которой произведена выверка антенны.

Исследования показали, что при нагреве принятого железобетонного фундамента внутренний радиус расширяется по закону

$$\Delta R_1 = 0,742 R_1 \beta_{\text{ж.б.}} t. \quad (12)$$

Можно доказать, что при равномерном нагреве из-за осесимметричности металлоконструкции треноги

$$\Delta y_0 = 0, \quad \Delta x_0 = 0,258 \frac{R_1^2}{H_1} \beta_{\text{ж.б.}} t. \quad (13)$$

Очевидно, что удлинение радиуса главного зеркала происходит по линейному закону

$$\Delta R = \Delta R_1 - \Delta H - \Delta b_1, \quad (14)$$

поэтому $\Delta R_{\text{н}} = \Delta R = \text{const}$ для всей поверхности.

Примем

$$\Delta x_{\text{н}} = \Delta x_r = \Delta x_s = \Delta y = \Delta z = 0.$$

На рис. 3 даны кривые фазовых искажений в поле раскрыва в функции от $r = \sin \theta$ в области $-0,5926 \leq r \leq 0,5926$ для разных значений ψ в пределах угла обзора $-60^\circ \leq \psi \leq 60^\circ$, где r и λ приняты за единицу. Кривые Δs относятся к равномерному нагреву, а Δz — случайным ошибкам.

Из рис. 3 следует, что Δs имеет наибольшее значение тогда, когда r по абсолютной величине наибольшее, а ψ равна нулю.

Поэтому формулу для определения допустимой величины температурного перепада или выбора материала для элементов конструкции антенны можно записать с численными коэффициентами:

$$\Delta \varphi = \frac{2\pi}{\lambda} (-0,389 \Delta R + 0,702 \Delta x_0 + 0,702 \Delta s - 1,331 \Delta x_r - 0,669 \Delta x_1 + \\ + 1,883 \Delta y_1 - 0,629 \Delta m). \quad (15)$$

Для принятых материалов и размеров антенны при допустимом значении отклонения фазы $\pm \pi/4$ из (15) получим допустимый перепад температуры, равный $\pm 1,26 \lambda$ град.

Допустимый температурный перепад можно изменить за счет конструкции антенны. В практике этого можно добиться изменением материала вторичного зеркала и длины стержней, поддерживающих облу-

читель, и компенсацией удлинения треноги и подвижной металлоконструкции. Например, при стальном вторичном зеркале допустимый температурный перепад равен $\pm 1,18 \lambda \text{ град}$, а при алюминиевом — $\pm 0,96 \lambda \text{ град}$, если стержни крепятся в плоскости раскрыва вторичного зеркала, то $\pm 1,12 \lambda \text{ град}$. Заметный скачок допустимого перепада температур $\pm 14,8 \lambda \text{ град}$ получим, если смещение Δx_0 свести к нулю или уменьшить один из двух параметров e и x_0 : x_0 на величину $\delta x_0 = -0,14 f$, а $e - e_e = -0,074 f$, при этом материал вторичного зеркала практически не будет влиять на допустимый перепад.

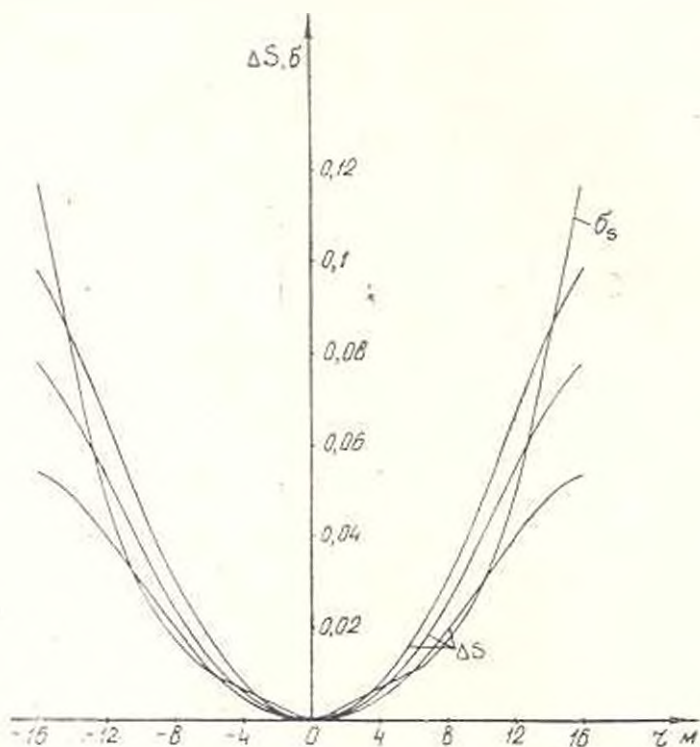


Рис. 3. Изменение фазы по раскрыву при совместном действии ошибок.

Исходя из возможности обеспечения точностей, в начале назначаются, по возможности, строгие допуски на характерные размеры и относительное расположение конструкций антенны. Для вторичного зеркала допуск назначается только на глубину x_1 , а допуски на текущие координаты x , y и диаметр $2y$, определяются формулами

$$\Delta x = \frac{x}{x_1} \Delta x_1, \quad \Delta y = \Delta x \lg 20. \quad (16)$$

На рис. 3 кривая σ является функцией фазового сдвига по плоскости раскрыва при некоторых предварительно принятых среднеквадратических ошибках. Наибольшее значение кривая имеет при крайних значениях τ . Изменение значения среднеквадратических ошибок в

приемлемых пределах по сравнению с предварительными хотя и приводит к изменению кривой ε (рис. 3), однако аргумент r , при котором функция имеет наибольшее значение, не изменяется. Это дает возможность получить формулу среднеквадратических ошибок с численными коэффициентами для случая, когда ее необходимо использовать для подбора допустимых среднеквадратических ошибок элементов антенны.

Подставляя в (10) $\theta = \arcsin 0,5926$ и соответствующие значения x и y , получим:

$$\varepsilon_p = \frac{2\pi}{\lambda} (0,151z_R^2 + 0,493z_A^2 + 0,832z_C^2 + 1,772z_{1C}^2 + 0,447z_{C1}^2 + 3,547z_{u1}^2 + 3,547z_{uc}^2 + 0,862z_{u1}^2 + 0,395z_m^2 + 0,028z)^{0,5}. \quad (17)$$

Подобранные согласно равенства (15) допустимые значения среднеквадратических ошибок не должны резко отличаться от тех предварительных ошибок, на основании которых вычислены коэффициенты равенств. В противном случае вновь подобранные допуски необходимо проверить по функции (10), наибольшее значение которой не должно быть больше допустимого.

Принимая нормальный закон распределения случайных ошибок при изготовлении ГЭПН 32/54, назначены следующие допуски на антенну:

$$\begin{aligned} \Delta R &= \pm 0,184; & \Delta x_0 &= \Delta y_0 = \pm 0,126; \\ \Delta e &= \pm 0,09; & \Delta x_c &= \pm 0,03; & \Delta u_c &= \pm 0,042; \\ \Delta u_1 &= \pm 0,18; & \Delta m &= \pm 0,051; & \Delta \gamma &= 8,2 \text{ сек}; \\ \Delta x_1 &= \pm 0,025; & \Delta y_1 &= \pm 0,081, \end{aligned}$$

которые подобраны согласно равенству (17), удовлетворяют равенству (10) и достаточно близки к оптимальным.

Если в процессе изготовления антенны обеспечение ряда принятых допусков окажется затруднительным, необходимо пересмотреть все допуски согласно приведенному расчету.

ВНИИРИ

Поступило 22. I 1980

И. Ф. ПОНЕДИЗАН

ՄԵՐ ԲԱԶՄԱՀԱՅԵԼԱՎՈՐ ԱՆՏԵՆԱՆԵՐԻ ԹՈՒՅԼՏՎԱՄԳՆԵՐԻ
ՏՆՈՒԹՅԱՆ ՄԱՍԻՆ

Ա. Բ. ՓՈՆԵԴԻԶԱՆ

Ցույց է տրված, որ մեծ բազմադիվար առանցքների թույլտվածքների տեսությունում դիֆերենցիալների միջոցով ստացվում են պարզ կիրառա-

կան բանաձևեր, որոնք նպատակահարմար են անտենայի սխալների հետե-
վանքով բացվածքի հարթությունում առաջացած ֆազային շեղումների ուսում-
նասիրության դեպքում:

Առաջարկված մեթոդի նպատակահարմարությունը ցույց է տրված
ТЭПИ 32/54 սֆերիկ երկհայելային անտենայի թույլտվածքների գնահատ-
ման օրինակով:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Бахрах А. Д., Вавилова Н. В. Сферические двухзеркальные антенны «Радиофизи-
ка и электроника», 1961, № 7.
2. Геруни Н. М. Вопросы расчета сферических двухзеркальных антенн «Радиофизика
и электроника», 1961, № 1.
3. Брейсчл. Теория допусков для больших антенн. «Зарубежная радиоэлектроника»,
1962, № 3.

ИЗМЕРИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

С. С. ШАХКАМЯН

ВОПРОСЫ СТРУКТУРНОГО ПОСТРОЕНИЯ
ПЕРЕНОСНЫХ ЦИФРОВЫХ ТЕРМОМЕТРОВ

Переносные приборы для измерения температуры в настоящее время находят широкое применение в различных отраслях народного хозяйства. К таким приборам предъявляются сравнительно жесткие требования относительно габаритов, веса, устойчивости к механическим и климатическим воздействиям и потребляемой энергии. Цифровые приборы наиболее полно удовлетворяют всем этим требованиям. В качестве датчиков температуры в переносных приборах, в основном, применяются термопреобразователи сопротивления (ТС). Анализ известных схем аналого-цифрового преобразования электрических сигналов показал, что в переносных цифровых термометрах (ПЦТ) наиболее целесообразно применение время-импульсного метода преобразования.

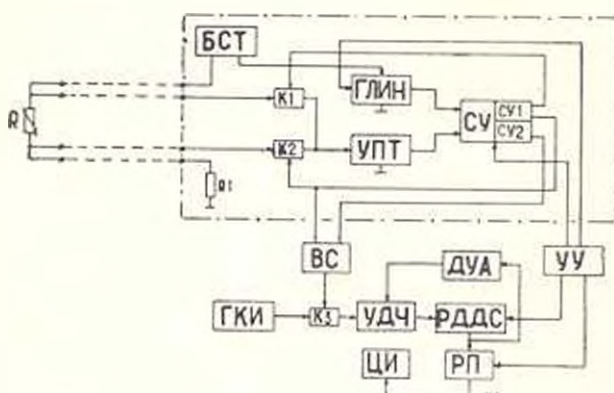


Рис. 1.

Ниже рассматриваются вопросы разработки структурных схем ПЦТ, работающих с ТС. Применение двухтактного метода время-импульсного преобразования [1, 2] позволяет значительно уменьшить требования по смещению и дрейфу нуля аналоговых элементов. Для исключения влияния сопротивления соединительной линии на точность измерений температуры ТС подключается по четырехпроводной схеме. Функциональная схема ПЦТ, работающего в комплексе с медным ТС, приведена на рис. 2.

Моменту времени t_1 соответствует следующее выражение:

$$K_y(I_2 R_1 + \Delta U_{\text{см1}}) = K_r t_1 + \Delta U_{\text{ср1}} + U_{\text{нач.1}}, \quad (1)$$

где K_y — коэффициент усиления усилителя постоянного тока (УПТ); I_2 — измерительный ток через датчик; R_1 — сопротивление резистора опорного источника напряжения; $\Delta U_{\text{см1}}$ — напряжение смещения нуля УПТ; K_r — крутизна выходного напряжения генератора линейно изменяющегося напряжения (ГЛИН); $\Delta U_{\text{ср1}}$ — погрешность срабатывания срабатывающего устройства (СУ); $U_{\text{нач.1}}$ — начальное напряжение ГЛИН.

а моменту времени t_2 —

$$K_y(I_2 R_1 + \Delta U_{\text{см2}} + I_1 R_1) = K_r t_2 + \Delta U_{\text{ср2}} + U_{\text{нач.2}}, \quad (2)$$

где R_1 — сопротивление датчика.

Следовательно, длительность открытого состояния временного селектора (ВС) будет:

$$\tau_r = t_2 - t_1 = \frac{K_y}{K_r} I_1 R_1 + \frac{1}{K_r} (K_y \Delta U_y + \Delta U_r + \Delta U_{\text{ср}}), \quad (3)$$

где ΔU_y , ΔU_r , $\Delta U_{\text{ср}}$ — соответственно, изменения напряжений смещения УПТ, нулевого уровня ГЛИН и погрешности сравнения СУ за интервал времени τ_r .

Учитывая, что интервал времени τ_r не превышает нескольких десятков микросекунд, а УПТ, СУ и ГЛИН находятся в практически одинаковых условиях, значениями ΔU_y , ΔU_r и $\Delta U_{\text{ср}}$ можно пренебречь. Тогда для номинальной характеристики преобразования получим:

$$\tau_r = \frac{K_y}{K_r} I_1 R_1. \quad (4)$$

С целью повышения точности в широком диапазоне температур окружающей среды в ПИТ применяется балансированный стабилизатор тока (БСТ) для питания датчика и получения линейно-изменяющегося напряжения. При этом ГЛИН представляет собой заряжающийся конденсатор с аналоговым ключом, предназначенным для разряда конденсатора в конце каждого цикла измерений. Следовательно, выражение (4) можно представить в виде:

$$\tau_r = K_y C R_r \frac{I_1}{I_r} = K_y C \beta R_1, \quad (5)$$

где C — емкость конденсатора ГЛИН; I_r — ток заряда конденсатора; $\beta = I_1/I_r$ — отношение токов плеч БСТ.

Из полученного выражения следует, что точность преобразования сопротивления датчика в интервал времени зависит от K_y , отношения токов β и емкости конденсатора C . Применение БСТ позволяет поддерживать β постоянным в широком диапазоне температур окружающей среды и при изменении напряжения питания.

В схемах СУ и УПТ целесообразно применение серийных операционных усилителей (ОУ) с высоким входным сопротивлением (например, ОУ типа К110УД8, К514УД1Б) для исключения влияний сопротивлений линии и аналоговых ключей, а в качестве ключей К1, К2 — микросхемы К143КТ1, К561КТ1.

Преобразование интервала времени в цифровой код осуществляется известным методом. Количество импульсов, поступающих на цифровой счетчик (ЦС) за интервал времени τ_k равно:

$$N_c = f_k \tau_k = \lambda R, \quad (6)$$

где f_k — частота квантующих импульсов; $\lambda = f_k K_T C^2$ — коэффициент аналого-цифрового преобразования сопротивления.

Сопротивление медного ТС определяется выражением:

$$R_T = R_0 (1 + \alpha T), \quad (7)$$

где R_0 — сопротивление датчика при $T = 0^\circ\text{C}$; T — измеряемая температура; $\alpha = 4,28 \cdot 10^{-3} \text{ } 1/^\circ\text{C}$ — *м. к. с.* медных ТС по ГОСТ 6651—78. Тогда количество импульсов N_T для медного ТС будет:

$$N_T = N_0 + N_1, \quad (8)$$

где $N_0 = \lambda R_0$ — количество импульсов, соответствующее $T = 0^\circ\text{C}$; $N_1 = \lambda R_0 \alpha T = N_0 \alpha T$.

Измеряемой температуре соответствует количество импульсов N_T , равное:

$$N_T = - (N_0 - N_x). \quad (9)$$

Принимая $N_T = nT$ (где $n = 10^m$, m — целое число), получим: $T = -10^{-m} (N_0 - N_x)$. $N_0 = n/2$, а погрешность дискретности, равную $0,1^\circ\text{C}$ — $n = 10$, $m = 1$, $T = -0,1 (N_0 - N_x)$, $N_0 = 2347$, откуда следует, что в качестве ЦС в ПЦТ необходимо применять реверсивный ЦС, в частности, двоично-десятичный по коду 8421. Тогда в начале цикла измерения на нем необходимо записать код числа N_0 и установить ЦС на режим работы «вычитание». При измерении положительных температур ЦС переходит через нулевое состояние и при этом необходимо автоматически переключить ЦС на режим работы «сложение».

Переключение режима работы ЦС целесообразно производить через RS-триггер, тогда по его состоянию в конце цикла измерения можно определить также знак измеряемой температуры.

Сопротивление платинового ТС нелинейно зависит от измеряемой температуры, поэтому в процессе аналого-цифрового преобразования необходимо производить также и линеаризацию его статической характеристики цифровым способом — по методу функционального преобразования интервала времени в цифровой код путем автоматического изменения частоты квантующих импульсов, подробно описанном в [3]. Структурная схема ПЦТ, работающего в комплекте с платиновым ТС, приведена на рис. 1. Она отличается от схемы на рис. 2 наличием управляемого делителя частоты (УДЧ) и дешифратора участков кусочно-ли-

нейной аппроксимации (ДУА). При представлении линеаризованной статической характеристики платинового ТС в виде выражения (7) и принимая $\alpha = 3,968 \cdot 10^{-3} 1/^\circ\text{C}$ (ГОСТ 6651-78) при погрешности дискретности, равной $0,1^\circ\text{C}$, можно получить $N_0 = 2520$.

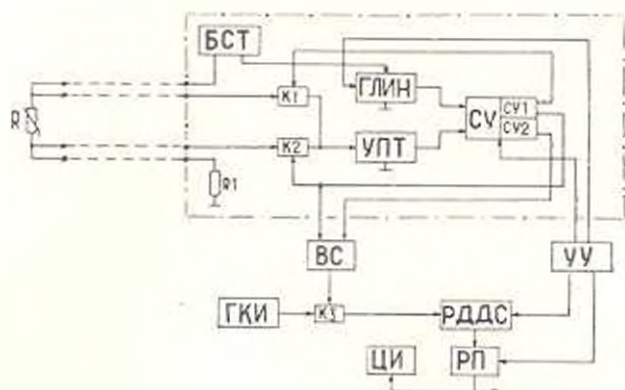


Рис. 2.

При узком диапазоне измерений (например, от минус 50 до плюс 50°C) статическую характеристику платинового ТС можно аппроксимировать двумя участками — от минус 50 до 0°C и от 0 до 50°C . Тогда в качестве ДУА можно использовать триггер знакового разряда. Структурная схема по рис. 1 является универсальной, ее можно использовать для платиновых и медных ТС с разными статическими характеристиками — путем соответствующего изменения тока I_d или коэффициента усиления K_y .

По рассмотренной схеме изготовлен опытный образец ПЦТ для измерения температуры в диапазоне от минус 50 до плюс 50°C с медным (50M) и платиновым (50П) ТС. Класс точности ПЦТ $0,5$. Питание осуществляется от аккумуляторной батареи или 4 сухих элементов типа 373.

ГСКБ ПЭА

Получено 7. XII 1979

И. И. ЗАХАРИН

ԴՅՈՒՐԱԿԻՐ ԹՎԱՅԻՆ ՋԵՐՄԱՉԱՓՈՐԻ ԿԱՌՈՒՅՎԱԾԱԿԱՅԻՆ
ԿԱՆԱԳԾՄԱՆ ՀԱՐՑԵՐԸ

Ա Վ Փ Ո Փ Ո Վ

Տրված են դյուրակիր թվային ջերմաչափերի ֆունկցիոնալ սխեմաները պղնձե և պլատինե ջերմաձևափոխիչային դիմադրությունների հետ աշխատելու դեպքում, հիմնավորված են թվային ջերմաչափերում ջերմաստիճանային տվյալի ազդանշանի թվային կոդի ձևափոխելու մեթոդները և սխեմայի հիմնական պարամետրերի որոշման համար բերված են հաշվարկային բանաձևեր:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Шахкмян А. С. и др. Цифровой термометр. Автор. свид. № 556351, кл. G01 к. 7/00, «Бюллетень изобретений», 1977, № 16.
2. Гитис Э. И. Преобразователи информации для электронных цифровых вычислительных устройств. М., «Энергия», 1975.
3. Куликовский К. Л., Шахкмян А. С., Шахкмян С. С. Метод расчета схемы цифровой линеаризации функции преобразования измерительных устройств. «Приборы и системы управления», 1978, № 8.

С. С. АВЕТИСЯН, Ю. А. КЭТОЯНЦ

О ПОКАЗАТЕЛЯХ НАДЕЖНОСТИ ПРИ ПРОФИЛАКТИЧЕСКОМ ОБСЛУЖИВАНИИ

Анализ эксплуатации ЭВТ показывает, что в качестве математической модели описания функционирования технических средств (ТС) можно принять следующую: в некоторые моменты времени $\{t_1, t_2, \dots\}$ в ТС появляются неисправности, но ТС продолжает работать, затем в результате развития этих неисправностей происходит отказ [1]. Под неисправностью будем понимать такое изменение характеристик, которое все же позволяет ТС некоторое время работать, а затем приводит к отказу, т. е. нарушению работоспособности устройства. При проведении профилактической работы неисправности обнаруживаются и устраняются.

В настоящей работе предпринята попытка построения математической модели, учитывающей накопление неисправностей и устранение их во время профилактических работ. На основе этой модели рассчитаны основные показатели надежности.

Считаем, что имеются три типа профилактических работ, условно называемых еженедельной (П I), ежемесячной (П II) и полугодовой (П III). Профилактики П I — П III организованы таким образом, что последующий тип включает все работы предыдущего и ряд дополнительных мероприятий по более тщательному исследованию состояния ТС и устранению неисправностей. В соответствии с типами профилактик неисправности подразделяем на четыре типа, отличающиеся интенсивностями появления и временами их развития в отказ. Неисправности I I обнаруживаются и устраняются за время проведения профилактики П I, II I — за П II, III I — за П III, а неисправности IV либо не выявляются при П III, либо имеют малое время развития в отказ.

Известно, что моменты появления неисправностей у электронного оборудования хорошо описываются событиями процесса Пуассона [2], интенсивность которого выбирается постоянной. Считаем процессы Пуассона $\lambda_j^{(0)}(t)$, $t \geq 0$, задающие появления четырех типов неисправностей, независимыми с интенсивностями $\lambda_1^{(0)}, \lambda_2^{(0)}, \dots$ соответственно. Пусть $t_j^{(0)}$ — момент появления j -ой неисправности типа II после про-

ведения предыдущей профилактики ПІ. Время развития неисправности в отказ также считаем случайной величиной $\xi_j^{(i)}$. Если сумма $\xi_j^{(i)} + \xi_j^{(i-1)}$ меньше времени проведения следующей (после $t_j^{(i)}$) профилактики ПІ, то наступает отказ ТС. Если же она больше, то неисправность будет обнаружена и устранена во время этой ПІ [1]. Аналогично определяется функционирование ТС и в случае возникновения неисправностей ПІІ и ПІІІ. Считаем, что неисправности ПІV мгновенно переходят в отказы.

Нас интересует функционирование ТС ЭВТ в течение длительного времени T . Ниже описывается влияние профилактических работ на основные показатели надежности ТС.

Введем обозначения: T_n — время полезной работы ТС; $T_{пр}$ — время, затраченное на профилактики за период T ; n_y — число устраненных неисправностей; n_0 — общее число отказов; $\tau_j^{(i)}$ — число отказов от неисправностей типа ПІ, появившихся за время между $j-1$ и j -й профилактиками ПІ, $i=1-III$; τ_0 — время восстановления работоспособности ТС после появления отказа; $\tau^{(i)}$ — длительность профилактики ПІ, $i=1-III$; $F^{(i)}(x)$ — функция распределения времени $\tau^{(i)}$ развития неисправности типа ПІ в отказ, $i=1-III$; $N^{(i)}$ — число профилактик типа ПІ за время T ; $\tau^{(i)}$ — время между двумя профилактиками типа ПІ, $i=1-III$.

Приводимый ниже расчет проведен для предложенных в [3] следующих показателей надежности: $T_r = T_n/n_0$ — наработка на отказ; $k_r = T_r/\tau_0$ — коэффициент готовности; $k_{тн} = T_n/T$ — коэффициент технического использования; $k_m = n_y/n_0$ — коэффициент эффективности профилактик; $k_n = T_{пр}/T_n$ — коэффициент профилактик. Из определенных этих показателей видно, что для их вычисления достаточно знать значения T_n , n_0 и n_y .

Примем еще обозначение $\tau^{(0)} = 0$, тогда можно записать:

$$n_0 = \sum_{i=1}^{III} \sum_{j=1}^{N^{(i)}} \tau_j^{(i)} + \sum_{j=1}^{N^{(IV)}} \tau_j^{(IV)}; \quad (1)$$

$$T_n = T - n\tau_0 - \sum_{i=1}^{III} N^{(i)} (\tau_n^{(i)} - \tau_n^{(i-1)}). \quad (2)$$

Для оценки этих величин рассмотрим подробнее работу ТС за время $[0, \tau^{(0)}]$, т. е. с момента первого включения до первой профилактики ПІ, и неисправности только типа ПІ. Индекс i у всех величин будем опускать. За время $[0, \tau]$ появились $\pi(\tau) = p$ неисправностей.

Введем событие B_k , заключающееся в том, что имеет место k неравенств $t_j + \xi_j \geq \tau$ для некоторого набора j из $1, \dots, p$ и $p-k$ противоположных неравенств $t_j + \xi_j < \tau$. Так как:

$$P\left\{\sum_{r=0}^{\infty} (p=r)\right\} = \sum_{r=0}^{\infty} P(p=r) = 1$$

и

$$P\{(p=r) \cap B_k\} = 0$$

при $r < k$, то по формуле полной вероятности имеем:

$$P\{q=k\} = \sum_{r=k}^{\infty} P\{(p=r) \cap B_k\}, \quad (3)$$

где q — число устраненных во время П I неисправностей. Согласно определению условных вероятностей:

$$P\{(p=r) \cap B_k\} = P\{p=r\} \cdot P\{B_k | (p=r)\}.$$

В силу того, что $\pi(t)$ — процесс Пуассона, имеем:

$$P\{p=r\} = \frac{(t\lambda)^r}{r!} e^{-t\lambda}.$$

Условное распределение моментов $(t_1, \dots, t_p)$ при условии, что их число фиксировано, является p -мерным равномерным на интервале $[0, \tau]$ [4]. Число возможных наборов из r по k равно:

$$C_r^k = \frac{r!}{k!(r-k)!},$$

следовательно, для события B_k имеем:

$$P\{B_k | p=r\} = C_r^k \Lambda^{r-k} (1-\Lambda)^k,$$

где

$$r = k, k+1, \dots; \quad \Lambda = \frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} F(\tau-x) dx.$$

Последнее вытекает из независимости t_j и ξ_j и равномерности распределения t_j , точнее:

$$P(t_j + \xi_j \leq \tau | p=r) = \frac{1}{\tau} \int_0^{\tau} F(\tau-x) dx.$$

Подстановка полученных соотношений в (3) приводит к доказательству, что a имеет пуассоновское распределение с параметром

$$\lambda \int_0^{\tau} [1 - F_{\tau}(x)] dx.$$

Аналогично доказывается принадлежность к распределению Пуассона величины η — числа отказов на $[0, \tau]$ с параметром $\lambda \int_0^{\tau} F_{\tau}(x) dx$.

Введем числа $a_i = N^{(i)}/T$, $i = I, II, III$ и запишем число отказов в единицу времени согласно (1):

$$\frac{n_0}{T} = \sum_{i=1}^{III} \frac{N^{(i)}}{T} \cdot \frac{1}{N^{(i)}} \cdot \sum_{j=1}^{N^{(i)}} \tau_j^{(i)} + \frac{N^{(IV)}}{T} \cdot \frac{1}{N^{(IV)}} \cdot \sum_{j=1}^{N^{(IV)}} \tau_j^{(IV)}.$$

При $T \rightarrow \infty$ имеем $N^{(i)} \rightarrow \infty$, а тогда по закону больших чисел с вероятностью 1

$$\lim_{N^{(i)} \rightarrow \infty} \frac{1}{N^{(i)}} \sum_{j=1}^{N^{(i)}} \tau_j^{(i)} = E\tau_i^{(i)} = \tau_i^{(i)} \int_0^{\tau_i^{(i)}} F^{(i)}(x) dx,$$

откуда для n_0/T получаем соотношение

$$\lim_{T \rightarrow \infty} \frac{n_0}{T} = \sum_{i=1}^{III} a_i \tau_i^{(i)} \int_0^{\tau_i^{(i)}} F^{(i)}(x) dx + a_{IV} \tau^{(IV)}. \quad (4)$$

Обозначим правую часть этого выражения λ . Тогда можно получить предельное выражение и для (2):

$$\lim_{T \rightarrow \infty} \frac{\bar{T}_n}{T} = 1 - \tau_a \tau - \sum_{i=1}^{III} a_i (\tau_n^{(i)} - \tau_n^{(i-1)}) = K_{\text{ин}}. \quad (5)$$

Из (4) и (5) выводим выражения для показателей надежности:

$$T_\lambda = \tau^{-1} \left[1 - \tau_a \tau - \sum_{i=1}^{III} a_i (\tau_n^{(i)} - \tau_n^{(i-1)}) \right]; \quad (6)$$

$$K_T = \frac{T_\lambda}{T_\lambda + \tau_a}; \quad (7)$$

$$K_{\text{ан}} = \left(\sum_{i=1}^{III} \tau_i^{(i)} \right)^{-1} \left[\sum_{i=1}^{III} a_i (\tau_i^{(i)}) \tau_i^{(i)} - \Lambda_{\tau_i^{(i)}} \right]; \quad (8)$$

$$K_n = \frac{\sum_{i=1}^{III} a_i (\tau_n^{(i)} - \tau_n^{(i-1)})}{K_{\text{ин}}}. \quad (9)$$

Выводы

Полученные соотношения (5)–(9) позволяют по известным $\tau^{(i)}$, $F^{(i)}(x)$, $\tau_n^{(i)}$ ($i = I-III$), τ_a , τ , $\tau^{(IV)}$ вычислить значения показателей надежности при заданной периодичности a_i профилактических работ. Представляют интерес решения задач определения $\tau^{(i)}$ и $F^{(i)}(x)$ по

наблюдениям отказов ТС и регистрации неисправностей во время профилактики, а также оптимальный выбор периодичности профилактических работ ($a_{(1)}$, $a_{(10)}$, $a_{(100)}$).

Арм. фил. ВГИИТН
ЦСУ СССР

Поступила 8. IX. 1980

И. И. ԱՂԵՏՈՒՅԱՆ, Յու. Ա. ԿՈՒՏՈՏՈՒՆՑ

ՊՐՈՅԵԿԼԱՅԻԿ ՍԳԱՍԱՐԿՄԱՆ ԺԱՄԱՆԱԿ ՀՈՒՍԱԿՐՈՒԹՅԱՆ ՑՈՒՑԱՆԵՇՆԵՐԻ ԽՈՍԻՆ

Ա. Ա Վ Ի Ն Վ Ի Ն Ա Մ

Կատուցված է մաթեմատիկական մոդել, որը նկարագրում է էլեկտրոնային հաշվիչ մեքենաների տեխնիկական միջոցների անսարքությունների կուտակումը շահագործման ընթացքում և նրանց վերացումը պրոֆիլակտիկ աշխատանքների ժամանակ:

Այդ մոդելի հիման վրա, օգտվելով անսարքությունների ինտենսիվությունից, մինչ խափանումը անսարքության զարգացման մասնակի բաշխման ֆունկցիայից, պրոֆիլակտիկ աշխատանքների առաջությունից և խափանումից հետո տեխնիկական միջոցների աշխատունակության վերականգնման ժամանակից, հաշվարկված է տեխնիկական միջոցների հուսալիության ցուցանիշները պրոֆիլակտիկ աշխատանքների արված պարբերականության համար:

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Складович А. Н. Линейные системы с возможными нарушениями. М., «Наука», 1975.
2. Под ред. Г. В. Дружинина. Теория надежности радиоэлектронных систем и приложения. М., «Энергия», 1976.
3. Под ред. А. М. Тарнохова. Системы документации единой системы ЭВМ. М., «Статистика», 1976.
4. Коке Л., Яков П. Статистический анализ последовательностей событий. М., «Мир», 1969.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

А. М. КАРАПЕТЯН, С. Х. ОГАНЕСЯН

ОПТИМИЗАЦИЯ ЗАДАЧ ТЕХНИЧЕСКОЙ
ДИАГНОСТИКИ ОДНОРОДНЫХ РЕГУЛЯРНЫХ СТРУКТУР

Среди характеристик качества РЭА одно из главных мест занимает надежность, с уровнем которой связаны безотказность в работе и долговечность. Обеспечить требуемый уровень показателей надежности зачастую невозможно без проверки элементов РЭА и восстановления их технического состояния. Отсюда очевидно, что повышение надежности РЭА и, в частности, однородных вычислительных структур (ОВС) или фазированных антенных решеток (ФАР) является одной из основных областей применения технической диагностики. Несмотря на большое количество работ, вопрос организации оптимального контроля, построения программ проверки ОВС, оптимальной в смысле экстремума той или иной целевой функции, все еще остается далеким от решения. Характерным для этих работ является многообразие постановок задач и применение математических аппаратов и методов решения, что затрудняет их внедрение в практику технической диагностики. Действительно, как указано в [1], слабо исследованы или не решены задачи построения моделей технической диагностики для дискретных объектов, учитывающих способ действия объекта, нарушения его работы за счет появления отказа в логической части или элементов памяти. Не решены также задачи построения моделей блочного типа, например, для ФАР в блочном исполнении, в которых блоки являются конструктивными или функциональными компонентами объекта и т. д.

В данной работе рассматривается процедура построения программы проверки с точки зрения системного подхода и она базируется на системном обобщенной целевой функции погрешности, что позволяет модифицировать известный метод «таблицу функций неисправностей» [2]. Таким образом, в статье предпринимаются попытки рассмотреть одну из характерных задач технической диагностики — задачу оптимизации алгоритмов контроля, исходя из системной ориентации.

Характерной особенностью предлагаемой системной методологии является относительная независимость, освобождение исследователя от конкретного объекта контроля. При классическом подходе организация процесса контроля базировалась на конкретный тип объекта кон-

троля (ОК), что с самого начала ограничивало возможности инженера и задавало жесткие ограничения по параметрам контроля. Постепенное расширение диапазона условий, в которых может быть успешно применен «принцип местного влияния», постулированный в [3] в качестве IV постулата теории проектирования ОВС, приводит к тому, что реальные объекты контроля (ОВС, регулярные структуры и т. д.) уже перестают выступать в качестве исходного по отношению к замыслу.

Выдвинутая концепция системного подхода к проблеме технической диагностики сложных объектов (систем) представлена блок-схемой на рис., откуда видно, что наиболее очевидным его следствием к проблеме технической диагностики однородных регулярных структур является возможность рассматривать отдельные задачи исследуемой операции как объекта в целом. С другой стороны, исследуемый объект рассматривается как сложная иерархическая система.

В существующих методах технической диагностики наиболее употребляемыми целевыми функциями оптимизации программ проверки являются:

- число отдельных проверок в программе;

- средние затраты (время, энергия и т. д.) на идентификацию одного состояния объекта проверки или группы состояний.

В разработанных авторами алгоритмах последовательно используются обе целевые функции: первая из них — при построении алгоритмов поиска неисправностей, а вторая — определении типов неисправностей [4].

Одним из узловых моментов распознавания состояния объекта контроля является выделение некоторого количества признаков, в которых запечатлены основные сведения о состоянии контролируемого объекта. Состояние ОК во многих случаях характеризуется значительным набором параметров $\{\bar{X}_i\}$, $i = 1 \div m$, которые можно представить как компоненты вектора $\bar{X}$. Использование векторного критерия $\bar{X}$ в задачах технической диагностики порождает ряд трудностей методологического и вычислительного характера. Поэтому необходимо четко указать ограничения, при которых справедлива рекомендуемая авторами обобщенная целевая функция погрешности ξ_k [4]. Обоснования выбора указанной функции приведены в [5].

В качестве исходных данных заданы:

- множество $S_n = \{S_j\}$, $j = 1 \div N$ несовместимых неработоспособных состояний ОК, определенных на пространстве признаков $H = \{H_i\}$, $i = 1 \div q$ — функций погрешности и ее элементов, обнаруживаемых на наборе алгоритмов A_k и используемых при контроле работоспособности ОК;

- разбивка множества S_n на классы неисправностей $S \subset S_n$, $k = 1 \div k$ на основе матрицы классификатора неисправностей;

- множество $A_k = \{A_i\}$, $i = 1 \div l$ алгоритмов такое, что каждое подмножество алгоритмов $A_k = \{A_i\}$ охватывает некое подмножество неработоспособных состояний;

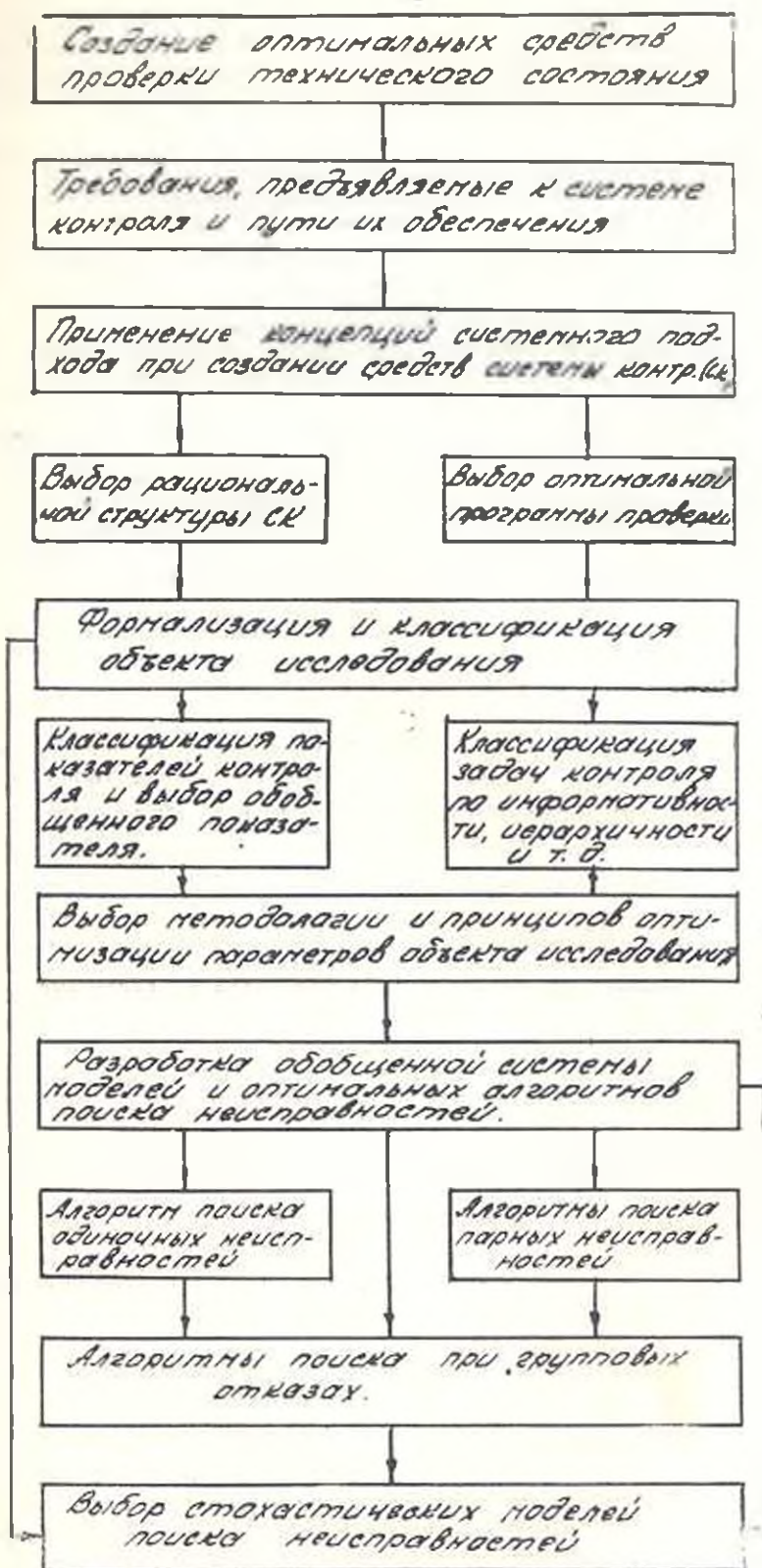


Рис. 1.

— матрица эталонных констант (характеристическая матрица функций погрешностей) — M_{jk} , устанавливающая отношения между состояниями S_j , разбивкой S_j и алгоритмами A_k ;

— затраты $C_{\alpha i}$ — некоторого α -вида на выполнение каждого i -го алгоритма контроля;

— кратность ошибок m .

Необходимо выбрать такой оптимальный набор алгоритмов, чтобы выполнялись условия:

$$\Delta C_{\alpha i} \left(\frac{A_0}{A_k} \right) = \min \Delta C_{\alpha i} \left(\frac{A_r}{A_k} \right);$$

$$\{A_r \leq A_k\}$$

$$J(A_0 \cup A_k) = H_1(S_n);$$

$$\Delta C_{\alpha i} \left(\frac{A_0}{A_k} \right) < C_{\alpha \max}$$

где $\Delta C_{\alpha i} \left(\frac{A_0}{A_k} \right)$ — приращение затрат α -вида на применение некоторого набора алгоритмов A_r , определяемое исходя из того, что для выявления заданного типа и класса неисправностей используется информация, содержащаяся в наборе A_k ; $J(A_0 \cup A_k)$ — количество необходимых признаков (информации), используемых при объединении набора алгоритмов A_0 и A_k ; $H_1(S_n)$ — количество начальной информации признаков относительно множества S_n , определяемое при условии, что известны матрицы классификатора неисправностей и разбиение S_j ;

— допустимое значение затрат α -вида.

Вышеуказанная постановка задачи относится к классу экстремальных комбинаторных задач дискретного программирования, которую можно решить методом пошагового подхода.

ВНИИРИ

Получено 12.11.1980

ЛИТЕРАТУРА

1. Под ред. П. Н. Пархоменко. Основы технической диагностики. М., «Энергия», 1976.
2. Яблонский С. В., Чегис Н. А. О тестах для электрических схем. «Успехи математических наук», т. 10, вып. 4 (66), 1955.
3. Карапетян А. М. Выбор постулатов и обобщение принципа местного влияния в теории конструирования ОВС. Сб. МВС, вып. 2, Таганрог, 1979.
4. Карапетян А. М., Оганесян С. Х. Иерархическая система алгоритмов поиска неисправностей в фазированных антенных решетках. Сб. тр. ВНИИРИ, Ереван, 1981.
5. Карапетян А. М., Оганесян С. Х. Выбор принципа и разработка алгоритмов поиска неисправностей в однородных вычислительных структурах. Тр. ЕрПИ, Ереван, 1981.

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

В. И. БУРКОВ, В. О. ГРОШЕН, С. Б. ОВАКИМЯН

ЗАДАЧА ОПТИМАЛЬНОГО УПРАВЛЕНИЯ
ИНСТРУМЕНТАЛЬНЫМ ПРОИЗВОДСТВОМ ПРЕДПРИЯТИЯ

Управление оснасткой в условиях АСУП осуществляется в рамках программы, ориентированной на минимизацию себестоимости продукции и сводится к минимизации затрат на приобретение оснастки у сторонних поставщиков с учетом ее трудоемкости, имеющихся запасов, стоимости, производственных мощностей поставщиков, номенклатуры, размеров плана и т. п. Так как большинство предприятий оказывается способным изготавливать часть оснастки своими силами, задача может быть сведена к распределению заказов на оснастку вне и внутри предприятия таким образом, чтобы максимально использовать производственные мощности последнего. Приводится формальная постановка задачи, алгоритм ее решения и описывается режим работы подсистемы управления оснасткой, реализующей этот алгоритм.

Пусть n — число видов оснастки, а m — число месяцев планового периода. Введем следующие обозначения:

c_i, a_i — стоимость и трудоемкость единицы i -го вида оснастки;
 Q_{ij} — количество оснастки i -го вида, необходимое в j -м месяце;
 V_k — производственные мощности самого предприятия по выпуску оснастки в k -м месяце; z_{ij}^k — трудозатраты на самом предприятии в k -м месяце, связанные с выпуском i -го вида оснастки, требуемой в j -м месяце; $[A]$ — целая часть от A .

Формальная постановка задачи имеет вид.

$$\left\{ \begin{array}{l} \sum_{k=1}^j z_{ij}^k \leq a_i \cdot Q_{ij}, \quad i = 1, 2, \dots, n, j = 1, 2, \dots, m; \\ \sum_{j=k}^m \sum_{i=1}^n z_{ij}^k \leq V_k, \quad k = \overline{1, m}, z_{ij}^k \geq 0, i = 1, 2, \dots, n, \\ j, k = 1, 2, \dots, m; \\ \sum_{i=1}^n c_i \left[\frac{1}{a_i} \sum_{j=1}^m \sum_{k=1}^j z_{ij}^k \right] \rightarrow \max. \end{array} \right. \quad (1)$$

Применение для решения (1) методов линейного программирования невозможно из-за нелинейности функционала цели. Легко убедиться, что если $\forall i, j, k, z_{ij}^k \gg a_{ij}$, либо $z_{ij}^k = 0$, решение задачи (1) с функционалом цели

$$\sum_{i=1}^n \frac{c_i}{a_i} \sum_{j=1}^m \sum_{k=1}^r z_{ij}^k \rightarrow \max \quad (2)$$

даст достаточно «хорошее» решение исходной задачи. Единственным затруднением, сохраняющимся при решении (1) с функционалом цели (2), является большая размерность задачи для предприятий с мелкосерийным характером производства. Так, для твердосплавного производства с полугодовым плановым периодом порядок числа переменных и ограничений системы (1) составляет, соответственно, 10^4 и 10^3 , что исключает возможность применения стандартных пакетов программ линейного программирования [1].

Поэтому имеет смысл рассмотреть (1) с целевой функцией (2), как потоковую. Действительно, пусть на орграфе $G(X, U)$ множество вершин разбито на четыре подмножества: X_1, X_2, X_3, X_4 , причем, первое и последнее подмножества содержат по единственной вершине x_s и x_t , соответственно, а орграф $G'(X', U')$, $X' = X \setminus (X_1 \cup X_4)$, является бихроматическим, $|X_2| = |X_3|$ и каждая вершина $x_i \in X_2$

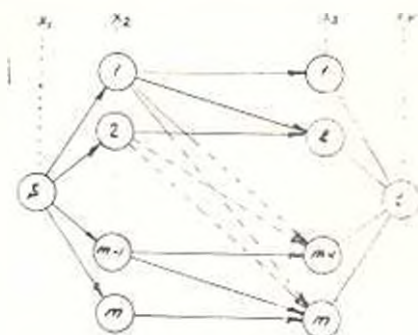


Рис. 1.

инцидентна первым i вершинам подмножества X_3 (рис. 1). Каждой дуге $(ij) \in U$, идущей из $x_i \in X_2$ в $x_j \in X_3$, поставим в соответствие вектор пропускных способностей $F(i, j)$, ограничивающий поток i -го продукта по дуге $(j, i) \in U$, а каждой дуге $(s, i) \in U$, идущей из $x_s \in X_1$ в $x_i \in X_2$ — скаляр H_i , ограничивающий суммарный многопродуктовый поток по $(s, i) \in U$. Требуется определить многопродуктовый поток максимальной стоимости из x_s в x_t , если известен вектор $D = \{d_1, d_2, \dots, d_n\}$ — стоимостей единицы каждого вида продукта. Формально задача имеет следующий вид:

$$\left\{ \begin{aligned} \sum_{x_i \in X_1} \sum_{j=1}^n y^i(k, j) &\leq H_k, \quad x_k \in X_2; \\ \sum_{i=1}^n y^i(k, j) &\leq F(i, j), \quad x_j \in X_3, \quad i = 1, 2, \dots, n, \\ y^i(k, j) &\geq 0, \quad i = 1, 2, \dots, n, \quad x_k = x \in X; \\ \sum_{i=1}^n d_i \sum_{x_k \in X_1} \sum_{x_j \in X_3} y^i(k, j) &\rightarrow \max. \end{aligned} \right. \quad (3)$$

Сравнивая (3) с предыдущей задачей, убеждаемся, что они совпадают с точностью до обозначений. Таким образом, для решения задачи управления оснасткой можно воспользоваться алгоритмами поиска максимального неоднородного потока [2, 3]. Более того, пользуясь спецификой графа $G(X, U)$, можно предложить простой алгоритм решения этой задачи, основная идея которого заключается в том, что сначала на $G(X, U)$ ищется максимальный поток наиболее «ценного» продукта, причем, потоки, пересекающие вершины подмножества X_2 , рассматриваются в порядке возрастания индексов вершин, затем, с учетом существующих потоков в дугах, максимизируется поток ближайшего по ценности продукта и т. д. Полученное таким образом распределение потоков не содержит положительных циклов, т. е. обход любого цикла, изменяющий потоки на малую величину ε , не приводит к улучшению функционала цели, откуда следует оптимальность полученного решения.

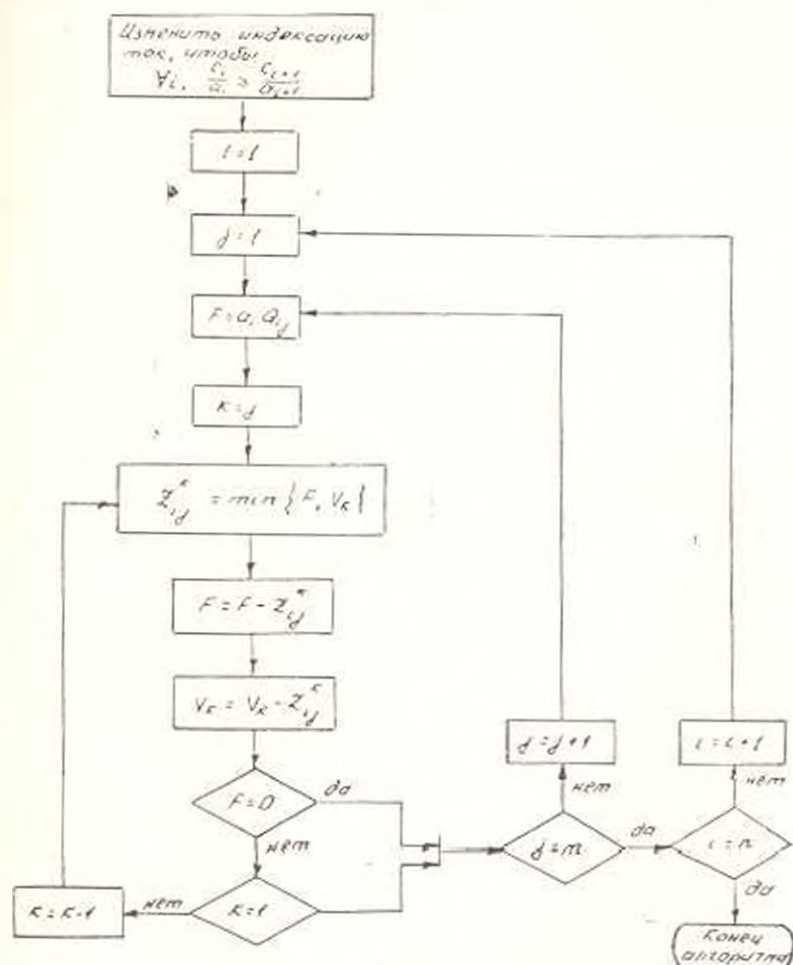


Рис. 2.

Блок-схема алгоритма применительно к задаче (1) с непрерывным функционалом цели приведена на рис. 2. Алгоритм реализован в под-

системе управления оснасткой твердосплавного производства, язык программирования — Фортран IV, подсистема работает под управлением ДОСЕС. В силу существования ряда неформальных факторов, например, отказа поставщика производить какой-то вид оснастки, подсистема работает в диалоговом режиме, при котором последовательно осуществляются анализ полученного плана, коррекция исходных данных, получение следующего плана и т. д., т. е. процесс получения рабочего плана является итерационным.

ГСКБ ПЭА

Поступило 30 IX 1980

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Математическое обеспечение ЕС ЭВМ. Вып. 5, Инст. мат. АН БССР, Минск, 1974
2. Целочисленное программирование и потоки в сетях. Т. XV, М., «Мир», 1974
3. Ермолен Ю. М., Мельник Н. М. Экстремальные задачи на графах. Киев, «Наукова думка», 1968.

ՄԵՓԵՆԱՇԻՆՈՒՅՈՒՆ

- Զ. Գ. Շեկյան, Գ. Ն. Կոչկարյան: Բարձր արագության էլեկտրական մեքենաների առաժգանական հենարանների կոշտության օպտիմալացման հարցի մասին 3
- Ա. Գ. Գսգուկյան, Գ. Գ. Հովսիփյան: Ֆրեզների շարժման հետազոտիչ շաշվարկը տատանողական պրոցեսների հաշվառմամբ 3
- Լ. Մ. Մխչյան, Բ. Յ. Վիդոդևուր, Լ. Թ. Մանանդյան: Երկրորդական հաստոնի վրա պատկուհների անցքա՝ արման պրոցեսի փորձնական հետազոտումը և զրտեսակի ու կալակի վրա ազդող լրիվ ճիգերի որոշումը 15

ՀԻՂԱՐԱՐԱՐԱԿԱՆ ՄԵՆԱՆԿԱ

- Ի. Լ. Տեմեսվ: «Պատրաստվածք—ամրան—հենարաններ» համակարգի ջերմային լարվածային վիճակի հաշվարկը՝ բետոնի ու ամրանի միջև կապի ձևավորման պրոցեսի հաշվառմամբ 21

ՎԱՓՈՎԱԿԱՆ ՏԵՆՆԻԿԱ

- Մ. Գ. Առաքելյան: Մեծ բազմահայեցավոր անտենաների թույլտվածքների տեղության մասին 24
- Ս. Ս. Նաղդալյան: Դյուրակիր թվային ջերմայինների կառուցվածքային նախագծման հարցերը 37

ՀԱՆՎՈՂԱԿԱՆ ՏԵՆՆԻԿԱ

- Ս. Ս. Ավետիսյան, Զու. Ա. Կուսուրյան: Պրոֆիլակտիկ օպտալիզման բաժանակ հուսափության ցուցանիշների մասին 42

ԳԵՏԱԿԱՆ ԿՈՄՍԻՏ

- Ա. Մ. Կարապետյան, Ս. Ս. Հովհաննիսյան: Համասեռ կարգավորված կառուցվածքների տեխնիկական ակտորոշման խնդիրների օպտիմալացումը 47
- Վ. Ն. Թուրքով, Վ. Օ. Գրոսյան, Ս. Ս. Հովսիփյան: Ձեռնարկության զործիքային արտադրության օպտիմալ կառավարման խնդիրը 51



СОДЕРЖАНИЕ

Стр.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Г. Г. Шемян, Г. Н. Кошкарян. К вопросу оптимизации жесткостей упругих опор высокоскоростных электрических машин	3
А. Г. Гадукян, Г. Г. Овакимян. Расчет траектории движения фрез с учетом колебательных процессов	9
Л. М. Мхоян, Б. Ф. Выгодинер, А. Г. Манандян. Экспериментальное исследование процесса прошивки гильз на двухвалковом стане и определение полных усилий, действующих на налок и оправку	15

СТРОИТЕЛЬНАЯ МЕХАНИКА

И. И. Темнов. Расчет термонапряженного состояния системы «изделие—арматура—упоры» с учетом процесса формирования связей между бетоном и арматурой	21
---	----

ИЗМЕРИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

М. Г. Аракелян. К теории допусков больших многозеркальных линз	28
С. С. Шахматян. Вопросы структурного построения переносных цифровых термометров	37

ВЫЧИСЛИТЕЛЬНАЯ ТЕХНИКА

С. С. Аветисян, Ю. А. Китолянц. О показателях надежности при профилактическом обслуживании	42
--	----

НАУЧНЫЕ ЗАМЕТКИ

А. М. Карипетян, С. Х. Оганесян. Оптимизация задач технической диагностики однородных регулярных структур	47
В. Н. Бурков, В. О. Гроппен, С. Б. Овакимян. Задача оптимального управления инструментальным производством предприятия	51