

Журнал издается с 3.01.1948 г.

Выходит 6 раз в год

Կ Ե Ր Ո Յ Դ Ա Չ Ա Ն Կ Ո Ղ Ե Յ Ի Յ

Ռ. Մ. Մառտիրոսյան (պրոֆեսորական խմբագիր), Վ. Վ. Այվենկոյի,
Ռ. Վ. Արսլան, Ռ. Ս. Ղազարյան, Ս. Մ. Ղազարյան, Մ. Վ. Կասյան,
Ա. Հ. Սանսոկյան, Յու. Լ. Սարգսյան, Մ. Գ. Սոսկյան (պրոֆ. խմբ. տեղ.),
Ջ. Կ. Սեփանյան (պրոֆեսորական խմբագիր), Վ. Ս. Խաչատրյան:

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Р. М. Мартиросян (ответственный редактор), В. В. Алексеевский,
Р. В. Атоян, Р. А. Казарян, С. М. Казарян, М. В. Касьян,
А. О. Саожян, Ю. Л. Саркисян, М. Г. Стакин (зам. ответ редактора),
Ջ. Կ. Տեփանյան (ответственный секретарь), В. С. Хачатрян

УДК 669.14.620.178.1

М. Г. СТАКЯН, А. С. МИЛЦАКАНЯН, Т. Э. ДЖРБАШЯН

РАСЧЕТНАЯ ОЦЕНКА ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ ВАЛОВ ПЕРЕДАТОЧНЫХ МЕХАНИЗМОВ ПО ПЕРИОДАМ УСТАЛОСТНОГО РАЗРУШЕНИЯ

Проведены комплексные испытания на усталость валов (гладкие и с V-образной выточкой) и магнитные измерения, позволяющие магнитоферезонансным методом определить интервалы долговечностей, соответствующие отдельным периодам усталостного разрушения. Доказана линейная корреляционная связь между $\lg \sigma$ и $\lg N$ для отдельных периодов разрушения и получены семейства квантильных линий разной повреждаемости.

Разработана методика оценки трещиностойкости валов по прочности и долговечности в области многоциклового усталости с учетом вероятностных представлений процесса усталости. Произведено программное обеспечение задачи.

Ил. 3. Табл. 2. Библиогр.: 5 назв.

Անցկացված են հարթ և V-աձև եղրային ներաշղթած ունեցող լիսեռների համալիր հոդ-եռածային փորձարկումներ և մագնիսական չափումներ, որոնք թույլ են տվել մագնիսաֆերոզանդային ձգանակով որոշել երկարակենցության միջակայքները, որոնք համապատասխանում են հոդեռածային քայքայման առանձին փուլերին: Այդ փուլերի համար ապացուցված է $\lg \sigma$ և $\lg N$ միջև եղած գծային կոռելյացիայի կապը և ստացված են հավասար վնասվածքի քվանտիլային գծերի ընտանիքները:

Քաղմացրիկային հոդեռածության տիրույթում, հայտնի տեղերով հոդեռածության ընթացքի հավանական պատկերացումները, մշակված է լիսեռների ներաշղթաների հնահոտման մեթոդիկա ըստ ամբողջական և երկարակենցության: Իրագործված է խնդրի ծրագրային ապահովումը:

Решение задач, способствующих повышению надежности и долговечности деталей передаточных механизмов, неразрывно связано с проблемой разрушения конструкционных материалов, которое является структурно-чувствительным процессом. Аномальные особенности пластического течения, зарождение и развитие микротрещин в поверхностных слоях формируют процесс усталостного разрушения, для изучения которого необходимо располагать количественными показателями этих слоев на микроструктурном уровне и проследить за их вариацией при периодическом нагружении деталей [1]. Наряду с традиционными применяют физические методы неразрушающего контроля, позволяющие вести дискретные или непрерывные наблюдения за процессом усталостного разрушения. В основу этих методов легло установление характера изменения магнитных параметров материала (проницаемости $\Delta\mu$, вязкости τ , индукции A и др.), являющихся интегральными характеристиками структурных изменений и нарушений сплошности материала при периодическом нагружении. Комплексное исследование магнитных параметров показало, что вариация их значений от циклической долговечности N носит немонотонный, волно-

вой характер с тенденцией роста по мере накопления N [1]. При этом локальные экстремумы функций $\Delta\epsilon, A = f(N)$ соответствуют границам периодов усталостного разрушения (рис. 1): I—инкубационного, II—нарушения сплошности материала и появления первых субмикротрещин, III—стабильного роста трещин, IV—усталостного разрушения [1—3]. Повышение надежности ответственных и тяжело нагруженных деталей и полное использование их ресурса несущей способности и долговечности заставляют разработать инженерную методику расчета живучести этих деталей с трещинами. Несмотря на значительный объем выполненных экспериментов, нет четких рекомендаций об учете стадийности накопления усталостных повреждений, а также статистической информации о параметрах периодов разрушения, необходимых для количественной оценки трещиностойкости и остаточного ресурса валов.

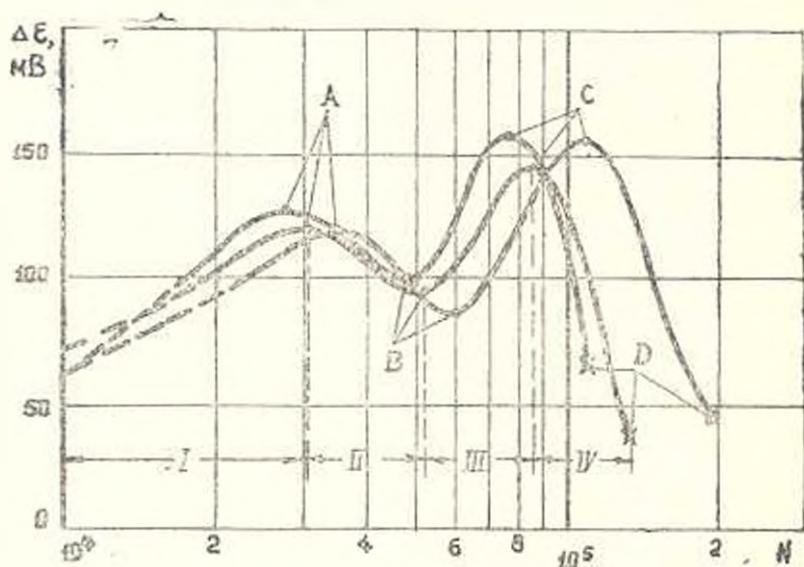


Рис. 1. Изменение относительной магнитной проницаемости $\Delta\epsilon$ от циклической долговечности при испытаниях на усталость стальных буровых труб [3] ($\tau = 80$ МПа).

Неоднородность свойств конструкционных сталей от действия металлургического фактора и технологии изготовления деталей, наличие случайных и неконтролируемых факторов магнитного характера, а также инструментальные возможности магнитоферрозондового метода [3] вызывают рассеяние результатов магнитных измерений, что диктует необходимость применения аппарата корреляционного и регрессионного анализа [4]. Предварительный графический анализ, а также обобщение результатов эксперимента показали, что в качестве математической модели можно выбрать линейную корреляционную связь $a_{x,y} = F_1(y)$ с учетом переменности дисперсии x и y : $\sigma_{x/y}^2 = F_2(y) = \text{var}$, а семейства квантильных линий равной повреждаемо-

сти для каждого периода разрушения выразить корреляционным уравнением

$$X_y = (\bar{x} + z_p s_x) + (\bar{b}_{x|y} + z_p s_b)(y - \bar{y}) = a + b_{x|y} y, \quad (1)$$

где $a = \bar{a} + z_p (s_x \bar{y} - s_b \bar{x})$, $\bar{a} = \bar{x} - \bar{b}_{x|y} \bar{y}$, $b_{x|y} = \bar{b}_{x|y} + z_p s_b$,

$\bar{b}_{x|y} = r s_x / s_y$, с координатами точки перелома наклонного участка линий к горизонтальному

$$y_R = \bar{y}_R (1 + z_p v_{yR}), \quad x_0 = a y_R^{b_{x|y}}. \quad (2)$$

В логарифмических координатах $\lg N - \lg \sigma$ уравнения (1), (2) принимают привычный для расчетов на усталость вид

$$\lg N = (\lg N + z_p s_{\lg N}) - (\bar{m} + z_p s_m) (\lg \sigma - \lg \bar{\sigma}) = C - m \lg \sigma, \quad (3)$$

$$\lg \sigma_R = \lg |\bar{\sigma}_R + z_p v_{\sigma R}|, \quad \lg N_0 = C - m \lg \sigma_R. \quad (4)$$

где C и m — параметр и показатель квантильной линии равной повреждаемости, z_p — квантиль функции Лапласа, удовлетворяющий заданному уровню вероятности неразрушения $P(N)$. При этом возможны два варианта расчетных схем для сопоставления результатов магнитных измерений (рис. 2):

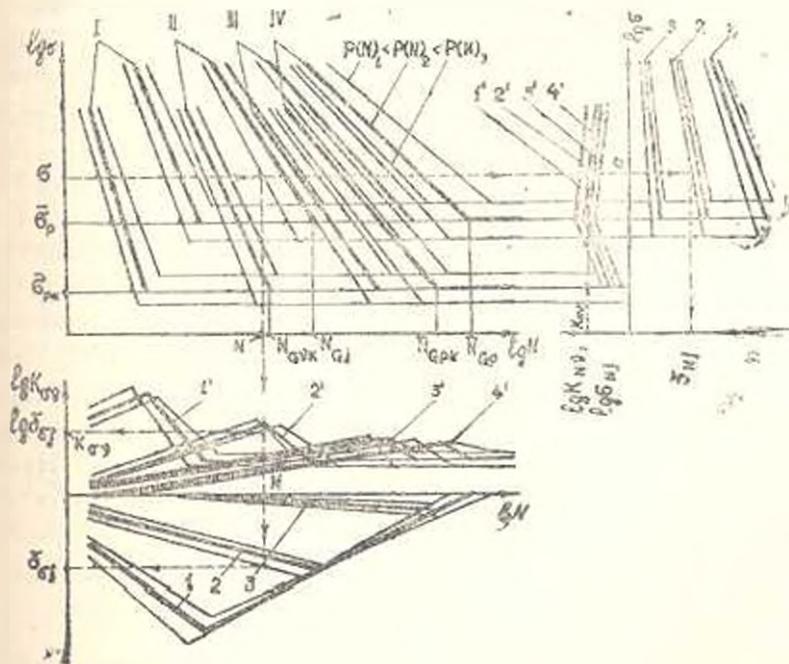


Рис. 2. К определению зависимостей $\delta_{\sigma j}$, $K_{\sigma j} = f_{1,2}[N, P(N)]$ и δ_{Nj} , $K_{Nj} = f_{1,2}[N, P(N)]$; I, II, III, IV — семейства квантильных линий равной повреждаемости; 1, 2, 3 — функции $\delta_{\sigma j} = f_1[N, P(N)]$ и $\delta_{Nj} = f_1[N, P(N)]$ при $j = 1, 2, 3$; 1', 2', 3', 4' — функции $K_{\sigma j} = f_2[N, P(N)]$ и $K_{Nj} = f_2[N, P(N)]$ при $j = 1, 2, 3, 4$.

а) внутри каждой серии испытаний однотипных образцов— для оценки влияния отдельных периодов разрушения (сравниваются I—IV, II—IV и III—IV периоды);

б) между двумя сериями испытаний разнотипных образцов или условий испытаний— для оценки влияния изучаемого фактора (концентрации напряжений, масштабного эффекта, поверхностного упрочнения, режима нагружения, среды и др.) по периоду разрушения (сравниваются I—I, II—II, III—III и IV—IV периоды разнотипных испытаний).

Для унификации расчетных процедур и обобщения комплексных испытаний на усталость и магнитных измерений предлагается методика подсчета относительной прочности и долговечности в области многоциклового усталости с помощью коэффициентов для расчетов схемы № 1—

$$\delta_{\sigma j} = \sigma_{RNj} / \sigma_{RN\varphi}, \quad \delta_{Nj} = N_j / N_{\varphi} \quad (5)$$

для расчетной схемы № 2—

$$K_m = \sigma_{RN\psi} / \sigma_{RN\varphi}, \quad K_N = N_j / N_{\varphi} \quad (6)$$

где σ_{RNj} , $\sigma_{RN\varphi}$ — ограниченные пределы выносливости, рассчитанные согласно (3) для рассматриваемого периода и окончательного разрушения при $N = \text{const}$; N_j , N_{φ} — то же, для циклических долговечностей при $\sigma = \text{const}$ (индексы $j = 1, 2, 3$ соответствуют I, II, III периодам, а φ — IV периоду); $\sigma_{RN\psi}$, $\sigma_{RN\varphi}$ — то же, для исходных испытаний и при наличии изучаемого фактора для данного периода разрушения ($N = \text{const}$); N_j , N_{φ} — то же, для циклических долговечностей ($\sigma = \text{const}$, индексы $\psi = 1, 2, 3, 4$ соответствуют I, II, III, IV периодам).

Входящие в (5), (6) параметры являются вероятностными величинами, а их средние значения в области многоциклового усталости варьируют (рис. 2), поэтому для отыскания функциональных связей $\delta_{\sigma j}$, $K_m = f_{1,2}[N, P(N)]$ и δ_{Nj} , $K_N = f_{1,2}[\sigma, P(N)]$ можно воспользоваться методом сравнения областей рассеяния $\lg N$, заключающимся в совместном решении уравнений семейства квантильных линий (3), (4) для сопоставимых периодов разрушения. Наметим зоны N и σ , в пределах которых вид зависимостей (5), (6) остается неизменным:

- | | |
|--|--|
| 1. $N < N_{\sigma j}$, $\sigma \geq \sigma_{Rp}$, — | расчетная схема № 1, $N_{\sigma j} < N_{\sigma\varphi}$ |
| 2. $N_{\sigma j} \leq N \leq N_{\sigma\varphi}$, — | |
| 1. $N < N_{\sigma\psi\varphi}$ ($N < N_{\sigma}$), $\sigma > \sigma_{Rp}$, — | расчетная схема № 2,
$N_{\sigma\psi\varphi} < N_{\sigma}$ ($N_{\sigma\psi\varphi} > N_{\sigma}$). |
| 2. $N_{\sigma\psi\varphi} \leq N \leq N_{\sigma}$ ($N_{\sigma\psi\varphi} < N \leq N_{\sigma\psi\varphi}$),
$\sigma \geq \sigma_{Rp}$, — | |
| 3. $N > N_{\sigma}$ ($N > N_{\sigma\psi\varphi}$), — | |

Для облегчения расчетных процедур внутри серии испытаний однотипных образцов независимо от периода разрушения предел выносливости берется постоянным и равным аналогичному значению для окончательного разрушения. Для схемы № 1 характерны $N_{01} < D_{01}$ и $\delta_{21}, \delta_{N1} \leq 1$, а для схемы № 2 — $\sigma_{Rp} \approx \sigma_{R\Phi}$ и $N_{01} \leq N_{0,\Phi}$, т. е. $K_{21}, K_{N1} \geq 1$, поэтому возможны пять различных вариантов расчетных процедур. Для наиболее часто встречающихся вариантов (схема № 2 — $\sigma_{Rp} > \sigma_{R\Phi}$, $N_{01} \leq N_{0,\Phi}$, которые соответствуют случаям концентрации напряжений и поверхностного упрочнения) в табл. 1 приведены структуры функций (5), (6); для K_{21} в скобках указан случай, когда $N_{01} < N_{0,\Phi}$.

Графическая интерпретация выполненных расчетных процедур представлена на рис. 2, которая фактически является номограммой для оценки трещиностойкости валов, а также определения их остаточного ресурса по всем периодам разрушения с учетом заданного уровня вероятности неразрушения. Для примера на рис. 2 показана последовательность графических построений для определения коэффициентов $\delta_{21}, \delta_{N1}, K_{21}$ и K_{N1} при заданных уровнях N, σ и $P(N)$ (для простоты даны медианные линии функции K_{N1}).

Таблица 1
Зависимости $\delta_{21}, K_{21} = f_{L_2}[N, P(N)]$ и $\delta_{N1}, K_{N1} = f_{L_2}[N, P(N)]$

Зоны № п о	Расчетная схема № 1	Расчетная схема № 2	
N	1	$\lg \delta_{21} = S_{11} - M_{11} \lg N$	$\lg K_{21} = S_{21} - M_{21} \lg N$
	2	$\lg \delta_{21} = S_2 + M_2 \lg N$	$\lg K_{21} = S_{22} - M_{22} \lg N$ ($S'_{22} - M'_{22} \lg N$)
	3	—	$\lg K_{21} = S_{21} - \Delta (\lg N_{01}/m_0) = \text{const}$
σ	1	$\lg \delta_{N1} = \Delta C_1 - \Delta m_1 \lg \sigma$	$\lg K_{N1} = \Delta C_{11} - \Delta m_{11} \lg \sigma$
	2	—	$\lg K_{N1} = \Delta C_{21} + m_{1,\Phi} \lg \sigma$

$$S_{11} = C_1/m_1 - C_p/m_p, \quad S_2 = S_{11} - (\lg N_{01})/m_1,$$

$$S_{21} = C_{21}/m_{21} - C_{2,\Phi}/m_{2,\Phi}, \quad S_{22} = S_{21} + (\lg N_{0,\Phi})/m_{2,\Phi}, \quad S'_{22} = S_{22} - (\lg N_{01})/m_{21},$$

$$M_{11} = 1/m_1 - 1/m_p, \quad M_2 = 1/m_2, \quad M_{21} = 1/m_{21} - 1/m_{2,\Phi}, \quad M_{22} = 1/m_{22}, \quad M'_{22} = 1/m_{2,\Phi},$$

$$\Delta (\lg N_{01}/m_0) = (\lg N_{01})/m_0 - (\lg N_{0,\Phi})/m_{2,\Phi}, \quad \Delta C_1 = C_1 - C_p, \quad \Delta C_{11} = C_{21} - C_{2,\Phi},$$

$$\Delta C_{22} = \Delta C_{21} + m_{1,\Phi} \lg \sigma_{Rp}, \quad \Delta m_1 = m_1 - m_p, \quad \Delta m_{11} = m_{21} - m_{2,\Phi}.$$

Выполнение указанных расчетных процедур связано с большим объемом вычислений. С другой стороны, отсутствие априорной информации о нормальности распределения $\lg N, \lg \sigma$ и степени тесноты корреляционной связи между ними для I—III периодов разрушения заставляет выполнить полный объем расчетных проверок статистической значимости параметров (1)–(4) [5], что возможно реализовать

лишь при наличии необходимого программного обеспечения задачи на ЭВМ [4]. Для этого разработан следующий вычислительный алгоритм. Первоначально для каждого периода разрушения из двумерного "массива" данных (x_{ij}, y_{ij}) или $(x_{i.}, y_{i.})$, $i = \overline{1, n}$ (n — число наблюдений) составляют вариационный ряд по y , определяют средние значения \bar{x} и \bar{y} , их с. к. о. s_x и s_y , корреляционный момент r и формируют двумерную корреляционную таблицу. Рассчитывают выборочный коэффициент корреляции r и ее с. к. о. s_r : $r = \mu/s_x s_y$, $s_r = (1 - r^2)/\sqrt{(n - 1)}$. Проверяют значимость r при $n < 50$ по критерию Фишера

$$|u| \geq z_{(1-\alpha)/2} s_u, \quad (7)$$

где $u = 1/2 \ln(1+r)/(1-r) + r/2(n-1)$, $s_u = \sqrt{1/(n-3)}$, $z_{(1-\alpha)/2}$ — квантиль функции Лапласа при доверительной вероятности $(1-\alpha/2)$, α — уровень надежности вывода (и мощнострострени $\alpha = 0,15$), а при $n > 50$ — по критерию Стьюдента

$$t_r = |r| \sqrt{(n-2)/(1-r^2)} \geq t_{\alpha, k}, \quad (8)$$

где $t_{\alpha, k}$ — квантиль распределения Стьюдента при заданных α и $k = n - 2$.

Аналогично проверяют статистическую значимость параметров медианной линии регрессии (1)

$$t_a = |\bar{a}|/s_a, \quad t_b = |\bar{b}_{xy}|/s_b, \quad t_x = |\bar{x}|/s_x \geq t_{\alpha, k}, \quad (9)$$

где

$$s_a = s_x \sqrt{(1-r^2)[(n-1)/n + (\bar{y}/s_y)^2]/(n-2)},$$

$$s_b = (s_x/s_y) \sqrt{(1-r^2)/(n-2)}, \quad s_x = s_y \sqrt{(1-r^2)(n-1)/(n-2)}.$$

При удовлетворении условий (7)–(9) определяют 90%-ые доверительные интервалы основных параметров уравнения (1)

$$r_1 < r < r_2, \quad (10)$$

где при $n < 50$ $r_{1,2} = (\exp 2u_{1,2} - 1)/(\exp 2u_{1,2} + 1)$, $u_{1,2} = u \pm z_{(1-\alpha)/2} s_u$, а при $n \geq 50$ $r_{1,2} = r \pm t_{\alpha, k} s_r$,

$$\bar{a} < A < \bar{a}_1, \quad \bar{b}_{xy} < B < \bar{b}_{xy_1}, \quad \bar{x}_1 < X < \bar{x}_2, \quad (11)$$

где

$$\bar{a}_{1,2} = \bar{a} \pm t_{\alpha, k} s_a, \quad \bar{b}_{xy_{1,2}} = \bar{b}_{xy} \pm t_{\alpha, k} s_b, \quad \bar{x}_{1,2} = \bar{x} \pm t_{\alpha, k} s_x.$$

Рассчитывают параметры квантильных линий (3) и координаты точки перелома (4) при дискретных значениях z_p , соответствующая интервалу $P(V) = 0,1-0,999$. Для схемы № 2 проверяют условие $N_{0,1} \cong N_{C, \Phi}$, уточняют код варианта расчетных процедур и определяют параметры функций (5), (6) согласно табл. 1 для всех перио-

дов усталостного разрушения в интервале долговечностей $N=2 \cdot 10^4 - 3 \cdot 10^6$ циклов.

Таблица 2

Статистические параметры и проверки согласно (3) — (11)

Параметры	Гладкие образцы				образцы с V-образной выточкой			
	периоды				периоды			
	I	II	III	IV	I	II	III	IV
n	24	19			13	12	13	12
$\overline{\lg N}$	5,1237	5,2819	5,4140	5,5028	4,9039	5,1318	5,4277	5,7155
$\overline{\lg \sigma}$		2,4807			2,2472	2,2496	2,2426	2,2338
\overline{C}	39,1028	39,0935	40,1277	39,3704	22,6142	23,5655	21,8818	23,4703
\overline{m}	-13,6977	-13,6302	-13,9935	-13,6527	-7,8809	-8,1941	-7,3381	-7,9482
$s_{\overline{m}}$	0,9245	1,0097	0,9587	0,9732	0,9633	1,2604	0,7492	0,7521
s_{N^*}	0,1837	0,2061	0,1937	0,1987	0,186	0,2314	0,1792	0,1512
$ r $	0,964	0,9534	0,9621	0,9594	0,9257	0,9074	0,9117	0,9580
u	2,62	1,93	2,09	1,57	1,67	1,55	1,54	1,96
$s_{(1-\alpha)S_0}$		0,49			0,52	0,65	0,61	0,65
t_c	17,05	15,60	16,27	16,30	10,44	8,72	13,02	13,97
t_m	14,82	13,50	14,60	14,01	8,18	6,83	9,79	10,57
$t_{\lg N}$	7,49	7,70	7,74	8,04	11,35	9,78	10,14	11,36
$t_{\alpha, k}$		2,11			2,20	2,23	2,20	2,23
r_1	-0,9868	-0,9847	-0,986	-0,9874	-0,979	-0,9761	-0,9356	-0,9894
r_2	-0,9100	-0,8933	-0,9176	-0,9157	-0,832	-0,716	-0,846	-0,8647
\overline{C}_1	34,2816	33,806	35,1678	34,24	17,8410	17,3469	18,1773	19,7281
\overline{C}_2	13,9440	41,3816	45,1491	44,465	27,344	29,0041	25,0864	27,246
$\overline{\sigma}_1$	-15,6459	-15,7616	-16,164	-15,7667	-10,0035	-10,8687	-8,9985	-9,6238
\overline{m}_2	-11,7401	-11,4989	-11,9703	-11,5136	-5,5581	-5,449	-5,6069	-6,2725
$\overline{\lg N}_1$	4,7254	4,8167	5,0011	5,083	4,441	4,611	5,0463	5,3786
$\overline{\lg N}_2$	5,5226	5,7168	5,8269	5,9221	5,137	5,0174	5,8204	6,0784
$\overline{\lg \sigma}_R$		2,4116				2,1761		
$\overline{\lg N}_0$	6,0593	6,2226	6,3509	6,445	5,746	5,7344	5,914	6,1742

Результаты вычислений представлены в табл. 2. Они позволяют при наличии кривых усталости по окончательному разрушению, которые даны в большинстве работ по изучению сопротивления усталости металлов и конструкций, производить с помощью уравнений табл. 1 дифференциальную оценку трещиностойкости с учетом заданного уровня вероятности неразрушения.

1. Современные физико-механические методы исследования процесса усталостного разрушения тяжело нагруженных деталей машины//И. В. Олейник, М. Г. Стакян, Ю. П. Шагев и др.//Надежность и долговечность машин и сооружений: Респ. межвед. сб. науч. тр.—Киев: Наукова думка, 1989.—Вып. 16.—С. 46—55.
2. Стакян М. Г., Мнацаканян А. С., Оганесян Л. Г. Современные методы изучения накопления усталостных повреждений ферромагнитных материалов//Тез. докл. Всесоюз. конф. «Прочность материалов и элементов конструкций при звуковых и ультразвуковых частотах нагружения», г. Киев, 7—8 дек. 1988 г.—Киев, 1988.—С. 10.
3. Стакян М. Г., Шагев Ю. П., Мнацаканян А. С. Вероятностная оценка периодов усталостного разрушения стальных буровых труб//Хим. машиностроение. Респ. межвед. науч.-тех. сб.—Киев: Техника, 1990.—Вып. 51.—С. 23—28.
4. Стакян М. Г., Оганесян Л. Г., Манукян Г. А. Разработка программных средств для построения оптимальных механических испытаний//Тез. докл. IX Всесоюз. конф. «Планирование и автоматизация эксперимента в лучных исследованиях», г. Москва, 25—27 сент. 1989 г.—М.: Изд-во МЭИ, 1989: Ч. 2.—С. 47—48.
5. Степанов М. И. Статистические методы обработки результатов механических испытаний: Справочник.—М.: Машиностроение, 1985.—232 с.

ЕрПИ

05. I. 1991

Изв. АН Армении (сер. ТН), т. XLIV, № 4, 1991, с. 163—169

МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 621.833

С. А. ГАСПАРЯН, М. В. АРУТЮНЯН

ОПТИМАЛЬНАЯ РАЗБИВКА ПЕРЕДАТОЧНОГО ОТНОШЕНИЯ МНОГОСТУПЕНЧАТОГО ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО РЕДУКТОРА

Рассматривается задача оптимизации разбивки общего передаточного отношения многоступенчатого цилиндрического зубчатого редуктора с точки зрения достижения минимума массы привода, состоящего из функционально взаимосвязанных составляющих—приводного электродвигателя и передачи. Численное решение задачи осуществлено усовершенствованным методом Хука-Дживьеса, эффективным для достаточно большого числа варьируемых переменных. Проведена вероятностная оценка полученных результатов. На основе проведенных вычислений приведены рекомендации по назначению передаточных отношений редуктора по ступеням.

Ил. 3. Табл. 3. Библиогр.: 6 назв.

Գիտարկվում է բազմաստիճան զլանակաև աստմեայտր ոնզուկտոր բնզհանուր փոխանցման հարարերոթյան տրոհման լավարիճան խնդիրը ֆունկցիոնալ փոխակապեցված բաղադրիչներից՝ էլեկտրաշարժիչից ու փոխանցումներից կազմված շարժարևրի նվազագույն զանգվածի հասնելու տեսանկյունից: Խնդրի թվային լուծումն իրականացված է բավական մեծ թվով փոփոխականների դեպքում զործուն շուկի-Ջիվիսի կատարելագործված մեթոդով: Կատարված (ստացված) արդյունքների հավանականային գնահատում և հաշվարկների հիման վրա բերված են ոնզուկտորի բառ սատիճանների փոխանցման հարարերոթյունների նշանակման հանձնարարականներ:

При конструировании многоступенчатых цилиндрических редукторов возникает задача оптимального подбора передаточных отношений u_i ($i = 1, 2, \dots, m$), причем $\prod_{i=1}^m u_i = u_0$. В [1, 2] эта задача рассмотрена для зубчатых передач, состоящих, в основном, из двух ступеней, а также без учета приводного электродвигателя. С учетом того, что в машиностроении и приборостроении усиливаются тенденции по увеличению числа ступеней редуктора и расширению диапазона их передаточных отношений, вопрос оптимального подбора u_i многоступенчатых редукторов является актуальным.

Целью работы является достижение оптимальной разбивки общего передаточного отношения u_0 многоступенчатого цилиндрического редуктора с точки зрения получения минимума массы для привода, состоящего из функционально взаимосвязанных составляющих — приводного электродвигателя и редуктора.

Задача минимизации массы привода $G_{пр}$ состоит в достижении

$$G_{пр} = G_A + G_p \rightarrow G_{пр. \min} \quad (1)$$

при варьировании числа ступеней m (от 1 до 6) и величин передаточных отношений u_i (от 1 до 10). В (1): G_A , G_p — массы двигателя и редуктора, определяемые, соответственно из [3, 4] по

$$G_A = k_A \frac{P}{n_{\text{вых}} u_0} = k_A \frac{T_{\text{вых}}}{u_0},$$

$$G_p = \frac{0,0122 T_{\text{вых}}}{[k_0]} \sum_{i=1}^m \frac{(u_i + 1)(k_{22i} + u_i^2 k_{32i})}{u_i^2 \prod_{j=1}^{i-1} u_j},$$

где P — мощность на валу двигателя; n , $n_{\text{вых}}$ — соответственно частоты вращения на входе и выходе привода; $T_{\text{вых}} = P/n_{\text{вых}}$ — вращающий момент на выходном конце вала; k_A — конструктивный коэффициент; $[k_0]$ — допустимое значение комплексного коэффициента контактных напряжений; k_{22i} , k_{32i} — коэффициенты заполнения шестерен и колес соответствующих ступеней. Отметим, что принята обычная нумерация ступеней — со стороны выходного конца привода.

Произведенная оценка влияния на результаты по оптимальному распределению u_i наличия в общей массе $G_{пр}$ составляющей массы корпуса G_A показала малозначимость последней.

Численное решение описанной задачи осуществлено методом Хука-Джйивса, который относится к методу штрафных функций и является наиболее распространенным для решения подобных задач [4]. Программа записана на языке Фортран-IV и решена на ЦВМ типа СМ-2 в системе ОСРВ. По предложенной программе рассчитаны оптимальные массы приводов с асинхронными электродвигателями серии 4А мощностью от 0,75 до 55 кВт с разными частотами вращения

при $u_0 = 1,2-500$ и $m \leq 6$. Приведем некоторые результаты проведенных расчетов для объекта мощностью $0,75 \text{ кВт}$, $n = 1000 \text{ об/мин}$, $u_0 = 100$:

для $m = 2 - u_1 = 10, u_2 = 10, G_{\text{пр}} = 53,4 \text{ кг}$;

для $m = 3 - u_1 = 4,67, u_2 = 4,65, u_3 = 4,6, G_{\text{пр}} = 39,1 \text{ кг}$;

для $m = 4 - u_1 = 2,8, u_2 = 3,6, u_3 = 3,2, u_4 = 3,1, G_{\text{пр}} = 36,7 \text{ кг}$;

для $m = 5 - u_1 = 2,56, u_2 = 2,5, u_3 = 2,5, u_4 = 2,5, u_5 = 2,5,$
 $G_{\text{пр}} = 36,8 \text{ кг}$;

для $m = 6 - u_1 = 2,13, u_2 = 2,1, u_3 = 2,1, u_4 = 2,2, u_5 = 2,2,$
 $u_6 = 2,2, G_{\text{пр}} = 38,2 \text{ кг}$.

Для данного варианта расчета $G_{\text{пр, min}} = 37,7 \text{ кг}$ имеет место при следующей разбивке передаточных отношений: $m = 4, u_1 = 2,8, u_2 = 3,6, u_3 = 3,2, u_4 = 3,1$.

Как видно, разбивка общего передаточного отношения при всех числах ступеней производится таким образом, что отдельные передаточные отношения максимально приближены друг к другу. Эта тенденция усиливается по мере приближения к оптимальному по массе варианту. Результаты вычислений u_i в диапазоне $u_0 = 10-300$ и $T_{\text{max}} = 24-30000 \text{ Н}\cdot\text{м}$ для всех рассчитанных мощностей сгруппированы в табл. 1 и 2. Рассмотрение показывает, что неравномерность распределения u_i , вызываемая увеличением нагрузки T_{max} , ослабевает по мере возрастания m и u_0 . Практически для всех случаев высоких уровней u_0 , не считая отдельных всплесков, величины u_i распределяются относительно равномерно. На рис. 1 представлены распределения значений передаточных отношений u_i по ступеням для двух крайних уровней вращающего момента и при разных значениях величины u_0 . Из рис. 1 видно, что при малых нагрузках значение u_i по ступеням равномерно распределено—по мере увеличения нагрузки наблюдается сходный характер распределения u_i с некоторым увеличением для второй ступени и с дальнейшим выравниванием по остальным ступеням. Для выявления влияния равномерности распределения u_i на изменение оптимальной массы редуктора было осуществлено принудительное выравнивание u_i . Результаты вычисленных значений оптимальных масс при естественном (II) и принудительном (I) распределениях u_i и разность масс редукторов $G_{\text{мин}}$ ($\Delta G, \%$) приведены в табл. 3 для объекта мощностью 4 кВт , $n = 1500 \text{ об/мин}$. Из табл. 3 видно, что наибольшая разница ΔG , имеющая место для двухступенчатого редуктора, тем не менее не превосходит 4% . Таким образом, приведенное рассмотрение показывает, что назначение величины передаточного отношения ступени, соответствующей $G_{\text{пр, min}}$ можно производить по выражению

$$u_i = \sqrt[m]{u_0} \quad (2)$$

Для случая больших нагрузок более точными будут назначения: для $i = 1 - u_1 = 0,8 \sqrt[m]{u_0}$; для $i = 2 - u_2 = 1,25 \sqrt[m]{u_0}$; для последующих ступеней — по (2).

Таблица 1

$T_{\text{гнз}}, \text{Н}\cdot\text{м}$	$u_0 = 10$		$u_0 = 20$		
	u_1	u_2	u_1	u_2	u_3
24 · 250	3,23	3,10	3,12	3,10	3,10
250 · 500	2,44	4,08	3,12	3,10	3,10
500 · 750	2,43	4,06	2,41	4,01	3,10
750 · 1000	2,42	4,11	2,39	4,04	3,10
1000 · 1500	2,41	4,14	2,29	3,49	3,75
1500 · 5000	2,41	4,14	2,26	3,44	3,85

Таблица

$T_{\text{гнз}}, \text{Н}\cdot\text{м}$	$u_0 = 50$				$u_0 = 200$				
	u_1	u_2	u_3	u_4	u_1	u_2	u_3	u_4	u_5
250 · 500	2,64	2,60	2,70	2,70					
500 · 1000	2,64	2,60	2,70	2,70					
1000 · 2000	2,29	3,57	2,45	2,50	2,83	2,90	2,90	2,90	2,90
2000 · 5000	2,29	3,57	2,45	2,50					
5000 · 10000	2,39	3,36	2,22	2,80					
10000 · 15000	2,25	3,32	2,17	2,70					
15000 · 30000	2,47	2,88	2,62	2,67	2,33	3,52	2,90	2,90	2,90

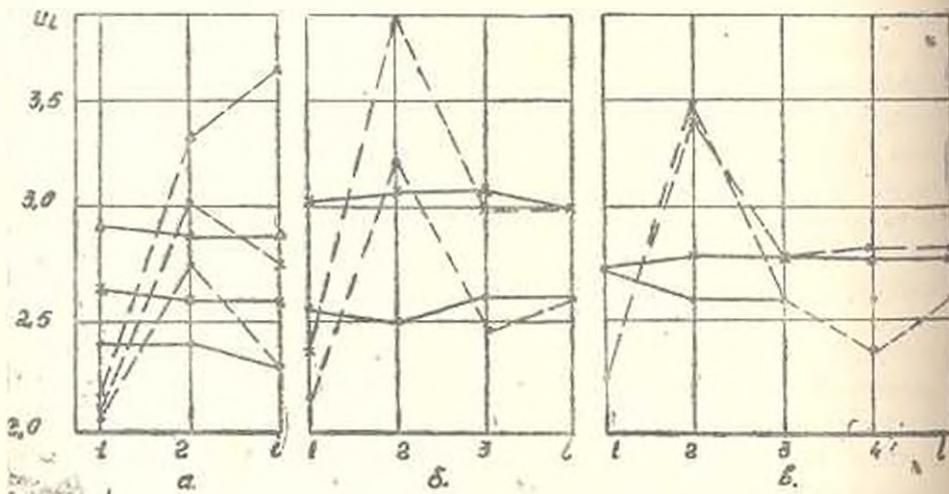


Рис. 1. Зависимость распределения u_i по ступеням для объектов с $T_{\text{гнз}} = 100 \text{ Н}\cdot\text{м}$ (—) и $T_{\text{гнз}} = 1000 \text{ Н}\cdot\text{м}$ (---) при различных уровнях u_0 : а) ● — $u_0 = 15$, x — $u_0 = 20$; △ — $u_0 = 30$; б) ● — $u_0 = 50$, x — $u_0 = 100$; в) ● — $u_0 = 150$, x — $u_0 = 200$.

Таблица 3

u_0	Способ расчета	u_1	u_2	u_3	u_4	$G_{\text{р min}} \cdot \text{кг}$	$\Delta G, \%$
10	I	3,16	3,16	—	—	6,23	3,7
	II	2,41	4,14	—	—	6,46	
30	I	3,06	3,10	3,11	—	20,63	0,8
	II	2,35	4,04	3,16	—	20,80	
50	I	2,68	2,63	2,65	2,68	33,90	2,1
	II	2,35	3,48	2,45	2,50	34,70	
100	I	3,15	3,20	3,20	3,10	68,50	0,5
	II	2,80	3,60	3,20	3,10	68,80	

Вычисленные значения u_i и их распределения имеют стохастический характер, поэтому уместно рассматривать u_i как случайную величину, определяемую на пространстве выборки для генеральной совокупности в пределах ее значений для редуктора с заданным числом ступеней. Рассмотрим выборку, взятую из табл. 1 (для $u_0 = 50$, $m = 4$) с объемом $n = 28$, со средним $\bar{x} = 2,68$ и среднеквадратичным отклонением $\{s = 0,128$. График, построенный на вероятностной бумаге (рис. 2), показывает нормальность распределения величины u_i .

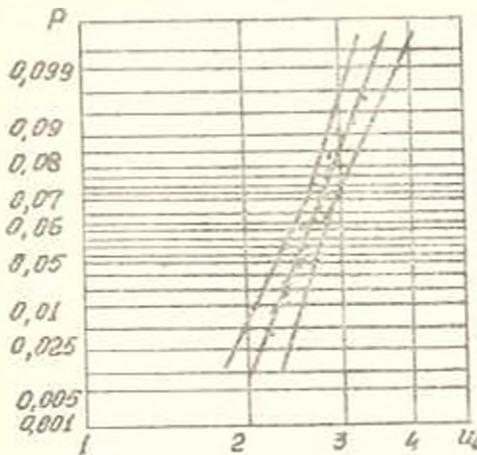


Рис. 2. Эмпирическая функция распределения величины u_i и ее 5% и 95% доверительные интервалы для выборки $n = 28$.

Нанесенные на график распределения приведенной выборки 5% и 95% доверительные интервалы достаточно узки, что указывает на высокую достоверность нахождения истинного значения u_i в заданном интервале. Принимая за истинное значение неизвестного параметра μ генеральной совокупности выражение, заданное в виде $\mu_0 = u_i = \sqrt{\mu_0} = \sqrt{50} = 2,66$, проверим положение среднего значения нормально распределенной величины μ на основании выборки

объема n , т. е. гипотезу $\mu = \mu_0$ посредством использования статистики [5]: $t = |\bar{x} - \mu_0|/s/\sqrt{n}$. Рассчитанное значение величины статистики $t = 0,833$ показывает, что вероятность того, что t отличается от заданного среднего в любую сторону более, чем на t_p при заданном числе степеней свободы $\nu = n - 1$, равна 0,5, что является значимым. Следовательно, $u_1 = 2,66$ является надежной оценкой среднего для генеральной совокупности.

На рис. 3 приведены теоретические кривые для $i = 2, \dots, 6$ с 90%-ми доверительными областями. Определенная ограниченность доверительных областей подтверждает приемлемость использования выдвинутой закономерности (2).

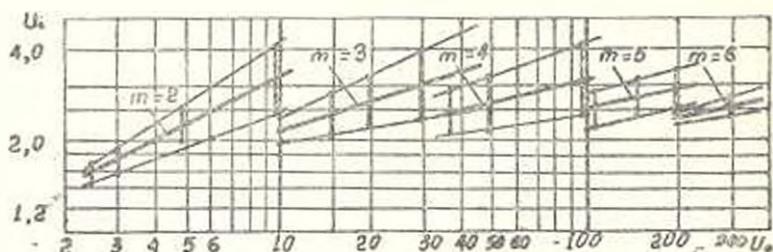


Рис. 3. Теоретические кривые $u_i = f(u_0)$ с 90%-ми доверительными областями для различных уровней числа ступеней.

Приведенные в таблице [6] все значения величины $\varphi = u_i/\sqrt{u_0}$ для двухступенчатых редукторов при $u_0 = 8-50$ и разных критериях оптимизации (равнопрочность, минимальность массы, размеров передач) лежат в интервале 0,7-1,3. Учитывая разнохарактерность принятых в [6] критериев и методов решений, можно считать, что полученные значения φ тесно сгруппированы вокруг среднего их значения $\varphi = 1$, что еще раз подтверждает правомерность предложенного выражения (2).

Таким образом, на основе проведенного анализа для многоступенчатых цилиндрических редукторов передаточные отношения ступеней предлагается назначать по среднестепенному закону (2).

ЛИТЕРАТУРА

1. Курсовое проектирование деталей машин/В. И. Кудрявцев, Ю. А. Цержинов, И. И. Арсенов и др.—Л.: Машиностроение, 1983.—400 с.
2. Носилович Г. Б. Детали машин.—М.: Машиностроение, 1988.—368 с.
3. Сергеев П. С., Виноградов И. В., Горяинов Ф. А. Проектирование электрических машин.—М.: Энергия, 1969.—632 с.
4. Hooke R., Jeeves T. A., Direct search solution of numerical and statistical problems//J. Assn. Mach. — 1961. — № 8. — P. 212-229.
5. Хидсон Д. Статистика для физиков.—М.: Мир, 1970.—296 с.
6. Дитрих Я. Проектирование и конструирование. Системный подход.—М.: Мир, 1981.—454 с.

УДК 639.3

Л. М. МУРАДЯН, В. А. ВАРДАНЯН

О ПОЛЗУЧЕСТИ УГЛЕРОДИСТЫХ СТАЛЕЙ
ПРИ ВЫСОКИХ ТЕМПЕРАТУРАХ

На основе анализа результатов работ, посвященных ползучести углеродистых сталей при высоких температурах, предложено общее уравнение состояния, описывающее реологические свойства углеродистых сталей в зависимости от концентрации углерода. Параметры функции влияния концентрации углерода в стали на величину скорости ползучести определены при помощи аппроксимации конкретной кривой ползучести, полученной на основе экспериментов. Приведенные реологические зависимости, а также графики и таблицы можно использовать в инженерных расчетах напряженно-деформированного состояния углеродистых сталей при высоких температурах.

Илл. 3. Табл. 1. Библиогр.: 11 назв.

Հիմնում ունենալով բարձր ջերմաստիճանային պայմաններում ածխածնային պողպատե և քարե ուսումնասիրմանը նվիրված աշխատանքների արդյունքները՝ առաջարկվում է ածխածնային պողպատների ուղղորդական հատկությունները քննարկող ընդհանուր հավասարում կախված ածխածնի պարունակությունից: Պողպատում ածխածնի պարունակության ազդեցությունը երա սուղրի արագության վրա արտահայտող ֆունկցիայի պարամետրերը որոշված են որոշակի սուղրի հորի մոտարկման միջոցով, զորմնական հետապատվությունների արդյունքների հիման վրա: Բերված ուղղորդական առնչությունները, ինչպես նաև աղյուսակներն ու գրաֆիկները կարելի է օգտագործել բարձր ջերմաստիճանային պայմաններում ածխածնային պողպատների լարվածային-դեֆորմացիոն վիճակներին վերաբերող ինժեներական հաշվարկներում:

В существующей методике решения инженерных задач высоко-температурной ползучести углеродистых сталей используются реологические зависимости, полученные аппроксимацией экспериментальных кривых ползучести для конкретных марок сталей, что существенно сужает возможности применения полученных теоретических решений этих задач.

В работе предлагается принимать содержание углерода в стали структурным параметром, который должен войти в выражение общего уравнения состояния для разных марок углеродистых сталей, что позволит решить задачи ползучести для разных марок углеродистых сталей с помощью решения одного разрешающего уравнения.

В общем виде, если существует единственная и не зависящая от времени связь между деформацией и структурой (структурно-устойчивые материалы), скорость ползучести можно представить следующим общим уравнением состояния [1]:

$$\dot{\epsilon} = f(\alpha, T, q_1) \exp \left[\frac{U(\alpha, T, q_1)}{RT} \right]. \quad (1)$$



где $U(\cdot)$ — эффективная энергия активации процесса ползучести, q_i — структурные параметры (гипотетические или реально наблюдаемые), T — температура, R — газовая постоянная.

Величина энергии активации может быть определена экспериментально. Согласно Дорну [2, 3], если для данного материала при постоянном напряжении и неизменных структурных параметрах в данном интервале изменения температуры энергия активации процесса ползучести остается неизменной, можно с уверенностью сказать, что преобладает один конкретный механизм ползучести.

Для описания зависимости скорости ползучести от напряжения и температуры при высокотемпературной ползучести ($T > T_{пл}$, где $T_{пл}$ — температура плавления сплава) Дорном [2, 3] была предложена формула

$$\dot{\epsilon} = C_1 \cdot \sigma^{n_1} \exp \left[-\frac{Q}{T} \right], \quad (2)$$

где

$$n_1(\sigma) = \begin{cases} C_2 \exp(n_1 \sigma) & \text{— при высоких напряжениях,} \\ C_3 \sigma^2 & \text{— при низких напряжениях.} \end{cases} \quad (3)$$

а Q , C_1 , n_1 — постоянные для данного материала.

При определении постоянных Q , C_1 , n_1 на основе экспериментов получаются существенные разногласия. В таблице приведены эти постоянные, предложенные в [4–6], которые показывают существенно разные уровни энергии активации процесса ползучести.

Таблица

C_1	Q	n_1	Сталь	Лит источник
$0,14 \cdot 10^4$	34596	5,4	низколег., С — 0,16%	[4]
$0,2454 \cdot 10^4$	24262	3,8	с-железо	[5]
$0,0463 \cdot 10^4$	12374	1,5	низколег., С — 0,15%	[6]

Для углеродистых сталей при температурах выше 1100–1200°C существенную роль играет ползучесть, связанная с процессами пластического течения по границам зерен, где с большой скоростью осуществляется самодиффузия. Если дисперсные частицы, выделившиеся на границах зерен, у жаропрочных легированных сталей являются тугоплавкими и практически полностью устраняют ползучесть по границам зерен, то у углеродистых сталей картина иная. Основные примеси, которые влияют на механические характеристики этих сталей, являются С, Mn, P, S. В разных марках углеродистых сталей содержится марганец, фосфор и серы примерно одинаково, а двухфазные зоны Fe—Mn и Fe—P на диаграммах состояния [7] расположены выше температуры солидуса сплава Fe—С и существенное влияние

на скорость высокотемпературной ползучести эти элементы оказать не могут. Сера не растворима в железе и любое ее количество образует с ним сульфид железа, который входит в состав эвтектики, образующейся при 988°C. Легкоплавкая эвтектика расположена по границам зерен, при температурах выше 988°C плавляется и создает предпосылки для ускорения процесса ползучести по границам зерен. Обособленные округлые включения сульфида железа в процессе деформации при температуре ~ 1200°C тоже поглощаются границами зерен, тем самым увеличивая толщину грани. При выборе выражения состояния для интервала температур 1000-1500°C необходимо учитывать вклад зернограничной ползучести в процесс деформации для всех марок углеродистых сталей.

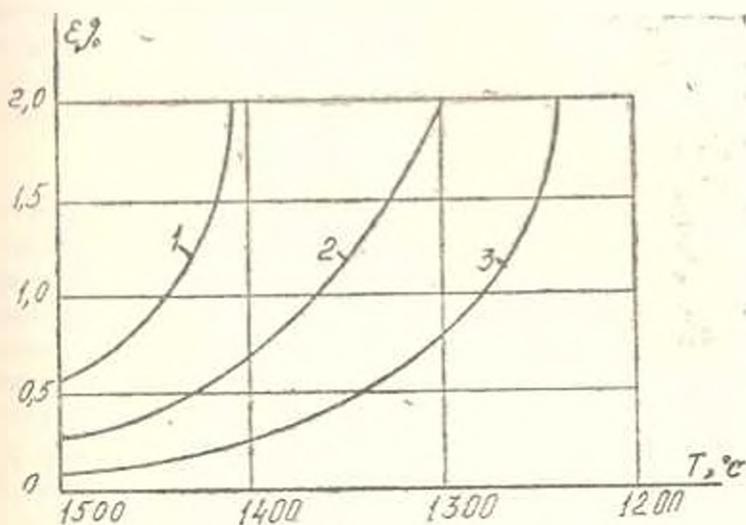


Рис. 1. Зависимость предела деформации от температуры при $\dot{\epsilon} = 2,5 \cdot 10^{-1} \text{ с}^{-1}$ для сталей: 1 — C=0,13%, Si=0,25%, Mn=0,77%; 2 — C=0,32%, Si=0,2%; 3 — C=0,47%, Si=0,25%, Mn=0,77%.

При кристаллизации выделение углерода происходит неравномерно, внутрикристаллическая и дендритная ликвиация способствуют обогащению межзеренного пространства углеродом, что понижает температуру плавления границ зерен, увеличивая температурный интервал существования двухфазного состояния. Наличие жидкой фазы на границе между зёрнами способствует увеличению скорости диффузии, толщины границы между зёрнами, вязкости грани и преобладанию процесса зернограничной ползучести среди остальных механизмов ползучести. Жидкая фаза оказывает значительное влияние на процессы типа внутренней адсорбции. Перечисленные выше явления служат причиной возникновения и локальных зонах микротрещин, которые понижают пластические свойства стали при высоких температурах, уменьшают предел прочности и максимально допустимую деформацию [8, 9]. На графиках (рис. 1), замеченных на

[8]. четко видно изменение пластических и прочностных свойств стали при температурах в зависимости от содержания углерода.

Учет влияния междендритной и межкристаллитной ликваций на увеличение концентрации углерода (почти трехкратное) и межзеренных границах показывает, что интервалы резкого снижения допустимой деформации приблизительно совпадают с температурными интервалами существования двухфазной зоны в межзеренных областях. Это и служит причиной резкого снижения допустимой общей деформации образцов. Следовательно, количество содержания углерода в стали является структурным параметром, который должен войти в выражение общего уравнения состояния для разных марок углеродистых сталей.

Основываясь на приведенных рассуждениях, в рамках феноменологической теории ползучести можно предложить уравнение состояния при высоких температурах для углеродистых сталей следующего вида

$$\varepsilon = f(\alpha, T) \psi(C, T) \varphi(T). \quad (4)$$

Выражение для функции $f(\alpha, T)$ необходимо выбирать таким образом, чтобы можно было учитывать влияние действующего напряжения на скорость ползучести для всего интервала рассматриваемых температур (900—1500°C). Для интервала 900—1200°C преобладает нелинейная связь между скоростью ползучести и напряжением, которая хорошо аппроксимируется экспоненциальной или степенной зависимостью [2, 4, 5, 10]. Для более высоких температур эта связь почти линейна (особенно при низких напряжениях) [1]. Можно удовлетворить приведенным требованиям, выбирая выражение для $f(\alpha, T)$ в виде

$$f(\alpha, T) = A [\theta z + (1 - \theta) z^n], \quad (5)$$

где

$$\theta = \frac{T}{T_c(kc)}. \quad (6)$$

T_c — температура ликвидуса при заданной концентрации углерода в стали; T — температурная функция; A , m , n — постоянные, которые определяются на основе экспериментов; c — средняя концентрация углерода в стали; $k = c/c_s$ — коэффициент распределения углерода в межзеренных границах; c_s — реальная концентрация углерода в межзеренных границах.

$\psi(C, T)$ является функцией влияния концентрации углерода в стали на величину скорости ползучести, которая определяет начало интенсификации межзеренной ползучести и должна удовлетворять следующим условиям: при $T \gg T_c(kc)$ существенно увеличивается ползучесть за счет преобразования механизма зернограницной ползучести; при $T = T_c$ имеем жидкое тело, вязкость которого практически равна нулю. Для этой функции удобно принимать следующее выражение [11]:

$$\varphi(C, T) = \frac{\Delta\theta}{1-\theta}, \quad \Delta\theta = 1 - \frac{T_*(\text{кС})}{T_i(\text{кС})}. \quad (7)$$

Выбор функции $\varphi(T)$ остается свободным. Конкретное выражение для $\varphi(T)$ можно выбирать при аппроксимации конкретной кривой ползучести, полученной на основе экспериментов.

Наличие постоянных A , m , n , k и одной свободной функции $\varphi(T)$ позволяет с большой точностью для углеродистых сталей представить уравнение состояния при высоких температурах в следующем виде:

$$\varepsilon = A [\theta^m + (1-\theta)^m \alpha^n] \frac{\Delta\theta}{1-\theta} \varphi(T). \quad (8)$$

При низких напряжениях для небольших интервалов времени, когда относительная деформация не превосходит 1%, можно принимать [9] - $m = 0$, $n = 1$ и тогда получаем уравнение для линейно-вязкой среды, чувствительной к действию температуры

$$\dot{\varepsilon} = A \frac{\Delta\theta}{1-\theta} \varphi(T). \quad (9)$$

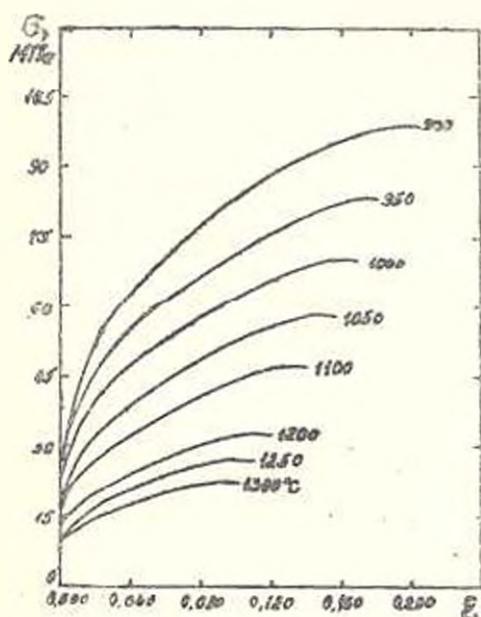


Рис. 2. Кривые температурной зависимости напряжение—деформация, полученные для сталей с $C = 0,01\%$ при скорости деформации $2,3 \cdot 10^{-2}$ 1/с.

Как следует из приведенных графиков (рис. 2, 3), для небольших деформаций расчетные кривые ползучести, полученные по (9), достаточно хорошо описывают экспериментальные результаты, приведенные в [5]. Следовательно, зависимость (9) можно предложить для

инженерных расчетов напряженно-деформационного состояния углеродистых сталей при высоких температурах.

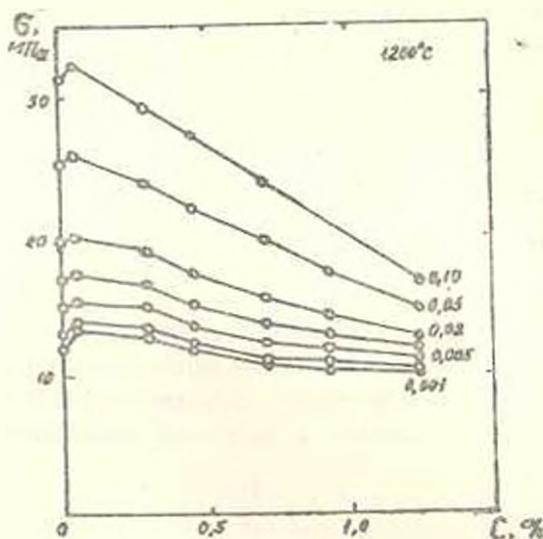


Рис. 3. Изменение напряжения пластического течения в зависимости от содержания углерода при различных уровнях деформации при температуре 1200°C и скорости деформации $2,3 \cdot 10^{-2}$ Г/с.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Шоук Г. Теория ползучести//«Ползучесть и возврат», Металлургия, 1961—С. 227—259.
2. Dorn J. E. Some fundamental experiments on high temperature creep Journ Mech. Phys. Solids. — 1954. — V. 3, № 2. — P. 37—45.
3. Дорн Дж. Е. Спектр энергии активации ползучести//«Ползучесть и возврат», Металлургия, 1961.—С. 291—325.
4. Wray P. J. Effect of carbon content on the plastic flow of Plain carbon Steels at Elevated Temperatures, Metall Trans. — 1976. — 7A. — P. 1621—1627.
5. Palmaers A. „Conduct et solidification de l'acier» Rapport Final 1977—Liege de Belgium, Annexe 3. Convension CCE/GRM. — P. 23—1.
6. Birchenall C. E. Volume Diffusion, Atom Movements. — 1951. — С. 15—21.
7. Гуляев А. П. Металловедение.—М.: Металлургия, 1977.—646 с.
8. Каланцев Е. И., Кобо М. Механические свойства металла стального штыка в автом и катаном состоянии при высоких температурах.—М.: Металлургия, 1976.—347 с.
9. Лебедева В. И. и др. Исследование процесса деформации стали, отлитой непрерывным способом//Непрерывная разливка стали.—1974.—№ 2—С. 13—17.
10. Лебедева И. М. К теории диффузионно-вязкого течения кристаллических тел// ЖЭТФ.—1963.—Т. 44, вып. 4.—С. 21—24.
11. Fuyti H., Ohasht T., Hiromoto T. К вопросу образования внутренних трещин в сл. бах полученных непрерывным литьем// Trans. Iron and Steel Inst. of Japan. — 1978. — V. 18. — P. 510—518.

УДК 624.057.5:678.742.3

Г. В. БАДЕЯН, С. А. АМБАРЦУМЯН, Ш. А. НУРИДЖАНИЯН

АНАЛИЗ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПОЛЕЙ ПРИ КОНТАКТНОМ
НАГРЕВЕ МОНОЛИТНЫХ БЕТОННЫХ
И ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Приведено аналитическое решение температурных полей при термообработке монолитных бетонных и железобетонных конструкций, возводимых в греющих опалубках с электропроводными полимерными покрытиями. Результаты исследования используются при проектировании и внедрении греющих опалубок в технологии монолитного домостроения.

Ил. 1. Библиогр.: 3 назв.

Օպերատիվորեն մեջ բերված է էլեկտրաէնէրգիայի պոլիմերային ծածկույթներով թաղանթով կաղապարամաներում պատրաստվող միաձույլ րետոնե և երկաթբետոնե կառուցվածքների ջերմամշակման ժամանակ ջերմափոխանային գոտիների ճշգրտման մեթոդը:

Հետազոտության արդյունքները կիրառվում են միաձույլ տեղաինքնաբերության տեխնոլոգիայում թաղանթով կաղապարամաներ ետխողմելիս և ներդնելիս:

Разработка рациональных режимов термической обработки монолитных бетонных и железобетонных конструкций на основе лабораторных и натурных исследований связана с необходимостью проведения большого числа опытов, охватывающих всю возможную гамму условий производства работ. Гораздо менее громоздким, хотя и не менее надежным является исследование режимов нагрева на основе анализа результатов аналитических решений температурных полей, дополненное выборочной экспериментальной проверкой.

Бетон раннего возраста по своим физическим свойствам относится к капиллярно-пористым телам [1]. Однако, работа [2] показала, что для практических целей вполне достаточно для построения достоверной картины температурного поля рассматривать лишь уравнение переноса энергии, пренебрегая влиянием на температурные поля термовлагопроводности и фильтрационного массопереноса, а также изменчивостью теплофизических характеристик твердеющего бетона.

В общем виде для бетона уравнение переноса энергии с учетом внутреннего источника тепла за счет экзотермии цемента можно записать в виде [3]

$$C\gamma \frac{\partial t}{\partial \tau} = \lambda \nabla^2 t + \Pi Q b^2 e^{-b^2 \tau} \quad (1)$$

где C и γ — соответственно удельная теплоемкость и объемная масса, λ и t — коэффициент теплопроводности и температура бетона, τ — время, Π — количество цемента в бетоне, Q и b — максимальное тепловыделение и коэффициент темп. температурного выгорания цемента.

Ограничимся рассмотрением лишь симметричного нагрева плитных или стеновых конструкций. Сведение такой задачи к рассмотрению температурного поля по одной координате (что значительно облегчит расчеты без существенного ущерба для их точности) возможно лишь при условии абсолютной равномерности температурного поля по поверхности, к которой подводится энергия.

С целью оценки степени равномерности температурного поля по поверхности нагревателей греющих опалубок были проведены измерения температур различных точек нагревателей в процессе одностороннего обогрева бетонных фрагментов размерами $1,8 \times 0,6 \times 0,15 \text{ м}^3$, изготовленных из бетона (класс по прочности В15) на портландцементе М-400 Араратского цементного завода. Для измерения температур в поверхность нагревателей впрессовывались медь-константановые термодатчики, соединяемые с переносным потенциометром типа ПП (рис.).

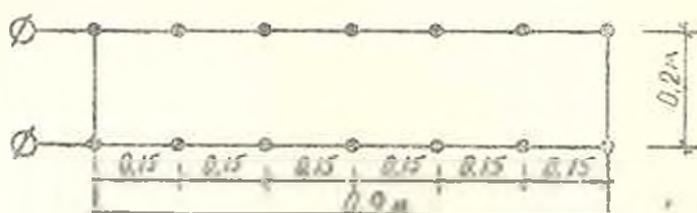


рис. Схема расстановки контрольных термодатчиков

Экспериментальным путем установлено, что максимальный перепад температур формируется через час нагрева и составляет по длине опалубки 7°C ($0,078^\circ \text{ с/см}$), но уже на второй час уменьшается до $2,7^\circ \text{C}$ ($0,03^\circ \text{ с/см}$) и в дальнейшем становится практически неощутимым. Что же касается перепадов температур нагревателя между электродами, то и здесь его максимальное значение имеет место через один час нагрева и составляет 2°C , но уже на три часа нагрева обращается в нуль.

Таким образом, можно считать, что температуры на поверхностях конструкции, соприкасающихся с опалубками-нагревателями, практически равномерны. После введения обозначения

$$\frac{11}{C_1} Qb^2 = \Phi \quad (2)$$

уравнение (1) можно записать в виде

$$\frac{\partial t}{\partial x} = a \frac{\partial^2 t}{\partial x^2} + \Phi e^{-bx} \quad (3)$$

где a — коэффициент температуропроводности бетона.

Краевые условия при симметричном обогреве стенки (плитки) можно выразить так:

$$X = 0, \quad \lambda \frac{\partial t}{\partial X} = \alpha(t - t_0) - P, \quad (4)$$

$$X = \delta, \quad \frac{\partial t}{\partial X} = 0, \quad (5)$$

$$\tau = 0, \quad t(X, 0) = t_0, \quad (6)$$

где α —коэффициент теплопередачи через греющую опалубку, t_0 —начальная температура бетона t_b —температура воздуха, δ —половина толщины конструкции (характерный размер), P —мощность полимерного нагревателя.

С учетом температурного коэффициента сопротивления:

$$P = \frac{P_0}{1 + \beta \Delta t}, \quad (7)$$

где P_0 —начальная мощность нагревателя, β —температурный коэффициент сопротивления.

Для интегрирования уравнения (3) при краевых условиях (4)—(6) применим метод конечных интегральных преобразований, дающий хорошие результаты при решении задач подобного класса. В качестве ядра преобразований по координате X примем решение краевой задачи Штурма-Лиувилля. Решение задачи с линейно изменяющейся температурой при контактом нагреве монолитных бетонных и железобетонных конструкций в греющих опалубках с электропроводными полимерными покрытиями получено в виде

$$t(X, \tau) = \frac{1}{\delta} \sum_{m=1}^{\infty} \bar{t}(\nu_m, \tau) K(\nu_m, X), \quad (8)$$

где

$$\begin{aligned} \bar{t}(\nu_m, \tau) = & \frac{\alpha t_p + (1 + \beta t_0) P_0}{\lambda} \frac{1}{\nu_m^2 C_m} (1 - e^{-\alpha \nu_m^2 \tau}) + \\ & + \frac{11}{C_1} Q_0 \frac{1}{\nu_m C_m} \frac{B_i}{\nu_m} \frac{1}{(\alpha \nu_m^2 + b)^2} ([(\alpha \nu_m^2 - b)\tau - 1] e^{-b\tau} + e^{-\alpha \nu_m^2 \tau}) + \\ & + \frac{t_0}{\nu_m C_m} \frac{B_i}{\nu_m} e^{-\alpha \nu_m^2 \tau}, \end{aligned} \quad (9)$$

здесь ν_m , ν_m — собственные числа, C_m — нормирующий делитель, B_i — критерий Био.

Экспериментальная проверка результатов расчетов по полученным аналитическим решением температурных полей проводилась в лабораторных условиях при обогреве бетонных фрагментов размерами $0,2 \times 0,2 \times 0,2$ и $0,2 \times 0,2 \times 0,1$ м³. При этом, фрагменты размерами $0,2 \times 0,2 \times 0,2$ м³ подвергались двухстороннему, а размерами $0,2 \times 0,2 \times 0,1$ м³ — одностороннему обогреву. В формы укладывался бетон (класс по прочности В20), приготовленный на портландцементе М-400 Араратского цементного завода с расходом 325 кг/м³. Температура в теле фрагментов в процессе их нагрева измерялась с помощью заранее установленных медь-константановых термопар, сое-

дипенных с переносным потенциометром. Питающее напряжение (49 и 60 В) подавалось на нагреватели через автотрансформатор. В процессе обогрева измерялась также сила тока в цепи.

Для расчетов температурных полей принимались следующие исходные данные: расход цемента $\rho = 325 \text{ кг/м}^3$, максимальное тепловыделение цемента $Q = 334,8 \text{ кДж/кг}$, коэффициент темпа тепловыделения цемента $B = 0,105 \text{ ч}$, коэффициент теплопередачи через греющую опалубку $\alpha = 4,60 \text{ Вт/(м} \cdot \text{К)}$, коэффициент теплопроводности бетона $\lambda = 2,324 \text{ Вт/(м} \cdot \text{К)}$, удельная теплоемкость бетона $C = 1,050 \text{ кДж/(кг} \cdot \text{К)}$, плотность бетона $\gamma = 2150 \text{ кг/м}^3$, температурный коэффициент электросопротивления $\rho = 0,0035 \text{ 1/град}$, начальная температура бетона $t_0 = 20^\circ \text{С}$, температура наружного воздуха $t_b = 18^\circ \text{С}$, начальная удельная мощность:

а) $P_0 = 1200 \text{ Вт/м}$ при напряжении 49 В, б) $P_0 = 1800 \text{ Вт/м}$ при напряжении 60 В. Ввиду быстрой сходимости ряда (8) при $\tau < 2 \text{ ч}$ в расчетах брались первые три его члена, а при $\tau > 2 \text{ ч}$ — лишь первый член.

Анализ результатов расчетных и экспериментальных значений показывает, что при двухстороннем нагреве максимальная относительная погрешность не превышает 8%, а при одностороннем нагреве — 10%. Если принять в качестве допустимого градиента 1°С/см , то допустимыми скоростями нагрева следует считать: для конструкции с толщиной меньше 0,2 м — 10°С/ч ; для конструкции с толщиной больше 0,2 м — 5°С/ч .

Результаты работы рекомендуется применять при решении задач температурных полей в теле бетонных и железобетонных конструкций при контактном нагреве в греющих опалубках с электропроводными полимерными покрытиями.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Дмитринич А. Д. Тепло—и массообмен при твердении бетона в паровой грелке. М.: Стройиздат, 1967.—243 с.
2. Александровский С. В. Расчет бетонных и железобетонных конструкций на температурные и влажностные воздействия (с учетом ползучести).—М.: Стройиздат, 1966.—443 с.
3. Абрамов В. С. и др. Исследование температурного поля при обогреве бетонных конструкций в греющих опалубках//Изв. АН АрмССР. Сер. ТН—1984.—Т. XXXVII, № 4 —С. 43—45.

УДК 691.328

Р. А. КОТЦКЯН, К. А. СААКЯН

ПРОДАВЛИВАНИЕ МОНОЛИТНЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ПЛИТ ПЕРЕКРЫТИЙ В ЗДАНИЯХ, ВОЗВОДИМЫХ МЕТОДОМ ПОДЪЕМА

Приводятся результаты экспериментального исследования монолитных железобетонных плит перекрытий на продавливание. Исследование показало, что наличие арматуры в зонах опирания плит перекрытий существенно влияет на характер разрушения и величину разрушающей нагрузки плит. Если при отсутствии рабочей арматуры разрушение плит происходило по диагонали (тип конверт), то с наличием арматуры — в виде усеченной пирамиды. В последнем случае разрушающая нагрузка увеличивается и для ряда деформации сжатой зоны бетона — многократно, а прогибы — существенно. Методика расчета опорных зон плит перекрытий на продавливание согласно СН 451-72 значительно занижает их прочность. Расчет можно провести согласно СН при повышенном значении коэффициента $m_{пл} = 1,06$.

Ил. 3. Табл. 1. Библиогр.: 1 назв.

Գրչում են երկաթբետոնե միջնորդային մասերի հենման տիրույթների ամրության և զեֆորմացիաների փորձարարական հետազոտման արդյունքները ներանդմող լարվածության ընդհանր դասում: Հետազոտությունը ցույց է տվել, որ այդ տիրույթներում ամրանների տեղադրումը էական է ազդում սալերի քայքայման ընթացի և ամրության դրա: Ամրանների քայքայումը զեպրում քայքայումը տեղի է ունենում ծրարի, իսկ ամրանների տեղադրման զեպրում՝ հասած բուրդի տեսքով: Վերին զեպրում քայքայող ընտր երկու անգամ մեծ է: Ամրանների ներկայությունը բերում է բնանի սեղմված գոտու զեֆորմացիաների և սալերի լիզմաքների էական մեծացման: Միջնորդային մասերի հենման տիրույթների հաշվարկի միջոցիան ներանդման զեպրում, որը տրված է СН 451-72-ում, էական փոքրացնում է երանց ամրությանը: Այս հաշվարկը կարելի է կատարել համաձայն СН 451-72-ի մեթոդիկայի, շեղմանով $m_{пл} = 1,06$, որտեղից տրվել է համա մեծ՝ 1,06:

Нерезрезные плиты перекрытий многоэтажных зданий, возводимых методом подъема перекрытий, в зонах опирания имеют обрамленные стальными воротниками отверстия для пропуска колонн. Напряженно-деформированное состояние плит при продавливании немалого зависит от формы, габаритов и жесткости самих воротников, которое и настоящее время недостаточно исследовано. Одной из основных задач настоящей работы является изучение этих вопросов.

Объектом исследования является фрагмент опорной зоны плиты перекрытия размером 1650×1650 мм² при $h = 180$ мм с рабочих проектах жилых зданий типа «крест» и «тризвездики», широко используемых в строительстве Армении. Плиты были изготовлены двух типов армирования:

I серия плит (ПП—1—1, ПП—1—2, ПП—1—3) представляет собой бетонные образцы без рабочей арматуры с двумя конструктивными сетками, а рабочая арматура II серии плит (ПП—2—1, ПП—2—2, ПП—2—3) — кл. АIII, $\varnothing 12$ мм. Одновременно с плитами изготов-

для опытных образцов кубиков, призм и восьмерок. Распалубка производилась спустя 48 ч после укладки бетона. Состав бетона по весу: 1 : 2,59 : 2,97. В/Ц 0,724. В качестве вяжущего материала использовался портландцемент Разданского завода Армении активностью 40 МПа.

Для испытания фрагментов железобетонных плит на продавливание в ВПЭКТИ был разработан и изготовлен специальный стенд. Испытания плит проводили в положении «растянутая зона вверху» при шарнирном опирании. Как видно из приведенных данных (рис. 1), напряжения в воротнике в обеих зонах опирания штыря почти одинаковы. Наибольшие напряжения получились в этих зонах и достигали всего 100...120 МПа. По мере удаления от зоны опирания штыря напряжения в воротнике уменьшаются. На основании опытных данных можно заключить, что при испытании железобетонных плит без рабочей арматуры воротники имеют большой запас прочности.

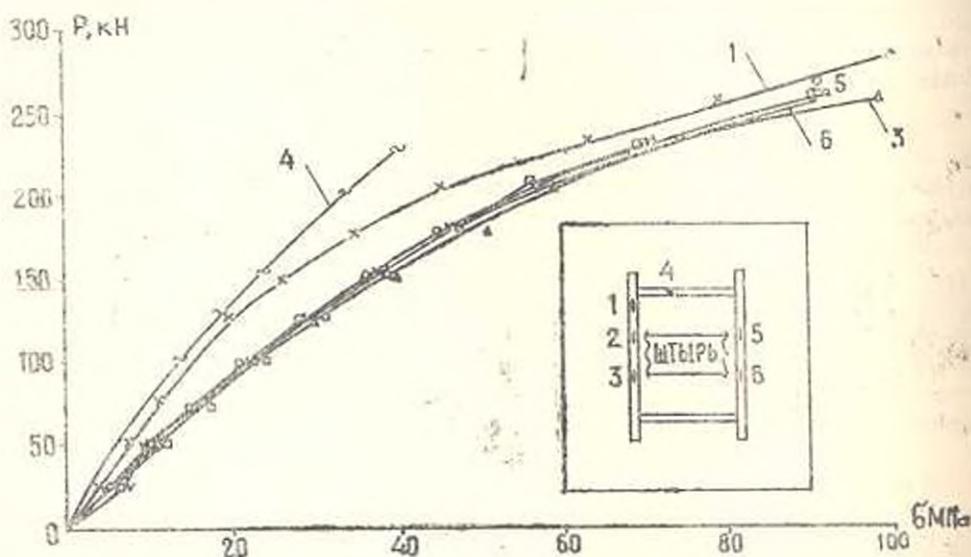


Рис. 1. Зависимости напряжения на воротнике плит серии ПП-1 от нагрузки

Совершенно иные результаты получены для воротников плит с рабочей арматурой (серия ПП-2) (рис. 2). Здесь также максимальные напряжения наблюдаются в зонах опирания штыря на воротник, а по мере удаления от этой зоны напряжения уменьшаются. При нагрузке, близкой к разрушающей, напряжения в воротнике достигают до 350...380 МПа, а в некоторых местах (в зоне опирания штыря) возникают пластические деформации, т. е. при наличии рабочей арматуры в плитах, испытывающих продавливание, более рационально используются прочностные возможности воротников. Отметим, что разрушающая нагрузка плит серии ПП-2 в два раза выше, чем у плит без рабочей арматуры. Плиты серии ПП-2 разрушались с чет-

ким выделением усеченной пирамиды, что не наблюдалось у плит серии ПП-1.

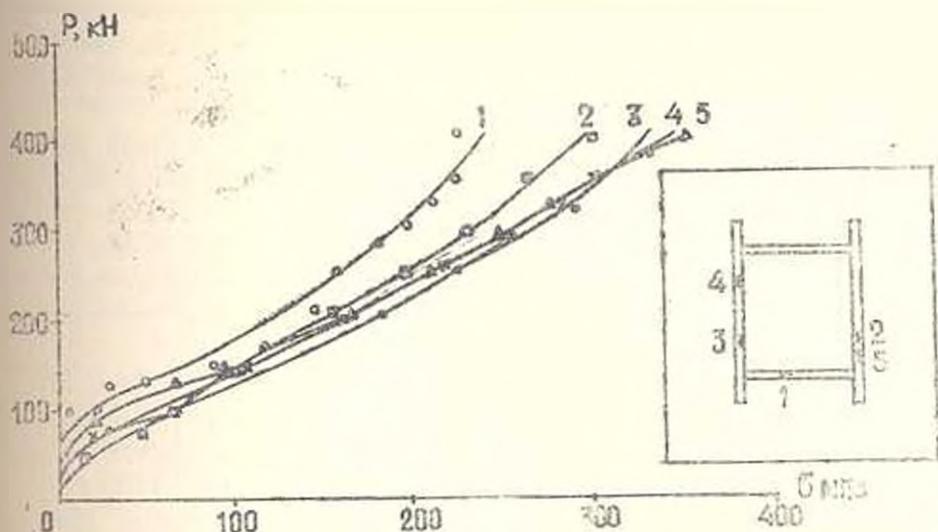


Рис. 2. Зависимость напряжения на воротнике плит серии ПП-2 от нагрузки.

Первые трещины плит серии ПП-1 появляются при $P_{тр} = 17,5$ кН (таблица). Это преимущественно диагональные волосяные трещины, ширина которых составляет 0,1 мм после 10 мин выдержки нагрузки. С увеличением нагрузки появляются трещины вдоль ветвей воротника до краев плиты, а диагональные трещины усиленно растут в глубину плиты. При нагрузке $1,3 P_{тр}$ деформации плиты резко возрастают, а максимальная ширина трещины составляет 2 мм. Прогибомеры показывали незатухающий рост деформации, а разрушение плиты происходило по диагонали (типа конверт). В плитах серии ПП-1 рост ширины раскрытия трещины был пропорционален приложенной нагрузке.

Таблица

Серия плит	№ образца	$P_{тр}$, кН	$P_{раз}$, кН
ПП-1	1	225	300
	2	225	310
	3	175	270
ПП-2	1	250	700
	2	250	550
	3	200	610

Первые трещины плит серии ПП-2 возникают при $P_{тр} = 200$ кН (таблица). В отличие от ПП-1 это короткие поверхностные трещины вдоль плиты по линиям арматуры. С увеличением нагрузки появляются короткие диагональные трещины, а при нагрузке $P_{тр} = 350$ кН—незамкнутые трещины вблизи зоны продавливания, при этом

диагональные трещины доходят до края плиты. При нагрузке 400 кН новые трещины не образуются, а максимальная ширина раскрытия возрастает до 0,35 мм. При 450 кН ширина раскрытия трещин доходит до 0,45 мм и происходит быстрый рост трещин, особенно диагональных. При 610 кН происходит хлопок, трещина вокруг зоны воротника замыкается и опорная зона плиты продавливается.

Характеристика роста ширины раскрытия трещин и картина трещинообразования в плитах серий ПП—2 и ПП—1 существенно отличались друг от друга.

Исследования показали, что деформации сжатой зоны бетона по направлению оси штыря ϵ_x достаточно малы, а в перпендикулярном направлении к оси штыря ϵ_y намного больше, чем ϵ_x . При нагрузке $P = 27,5$ кН отношение $\epsilon_y/\epsilon_x = 6$.

Предельные деформации бетона при разрушении в большинстве случаев на порядок больше, чем соответствующие деформации бетона сжатой зоны плиты без рабочей арматуры. Этим и объясняется, что плиты серии ПП—1 разрушались хрупко, а в плитах серии ПП—2 в арматуре развивались пластические деформации и разрушение происходило по продавливанию. Деформации бетона ϵ_y по направлению оси штыря в большинстве случаев меньше, чем ϵ_x . Исключения составляют деформации по показаниям тензорезисторов вблизи стального воротника, где наблюдаются большие деформации самого воротника. В диагональном направлении плиты сжатой зоны бетон также претерпевает большие деформации по сравнению с деформациями плиты без рабочей арматуры, здесь также $\epsilon_y > \epsilon_x$. По показаниям результатов тензорезисторов, находящиеся вблизи зоны воротника следует, что $\epsilon_x \approx \epsilon_y$. По мере удаления от этой зоны перераспределение напряжений в бетоне имеет сложный характер и не наблюдается четкой закономерности между величинами ϵ_x и ϵ_y . Аналогичная картина наблюдается и для плит ПП—2—2 и ПП—2—3. Наибольшие деформации показали те тензорезисторы, которые находились в области основной трещины, по которой ограничивалась усеченная пирамида.

Как видно из графиков (рис. 3), напряжения в рабочей арматуре по мере увеличения нагрузки непрерывно растут и достигают своего максимального значения (иногда даже до предела текучести) вблизи опирания штыря на стальной воротник. По мере удаления от воротника до края плиты напряжения в арматуре уменьшаются. Эксперименты показали также, что максимальные прогибы получаются вблизи стального воротника. По мере удаления от воротника к краям плит прогибы уменьшаются. Прогибы плит с рабочей арматурой серии ПП—2 на всех уровнях нагрузки существенно больше, чем соответствующие прогибы плит серии ПП—1 (с конструктивной арматурой), следовательно, наличие рабочей арматуры увеличивает податливость плит, исключает их хрупкое разрушение, в результате чего разрушение происходит в виде усеченной пирамиды продавливания.

Прочность на продавливание опорных зон перекрытий до настоящего времени определяется согласно СН 451-72 [1]. Однако эксперименты показали, что принятая в СН 451-72 методика расчета с короткими и длинными стальными воротниками значительно занижает прочность плит перекрытий на продавливание. Для уточнения методики расчета опорных зон плит перекрытий на продавливание в ВПЭКТИ были проведены специальные испытания опытных образцов плит со стальными воротниками, применяемых в строительстве жилого массива в г. Ереване для 16-этажных зданий, возводимых методом подъема перекрытий. Испытания плит серии III—2 показали, что все три плиты разрушались с явными признаками продавливания—«треск» и звук «выхлопа», вдавливание стального воротника в бетон сжатой зоны и образование четко очерченного трещинами контура поверхности отрыва. Форма последней близка к поверхности усеченной пирамиды, нижнее основание которой имело габариты, равные воротника в плане, а угол наклона граней в пределах рабочей высоты составлял 30°.

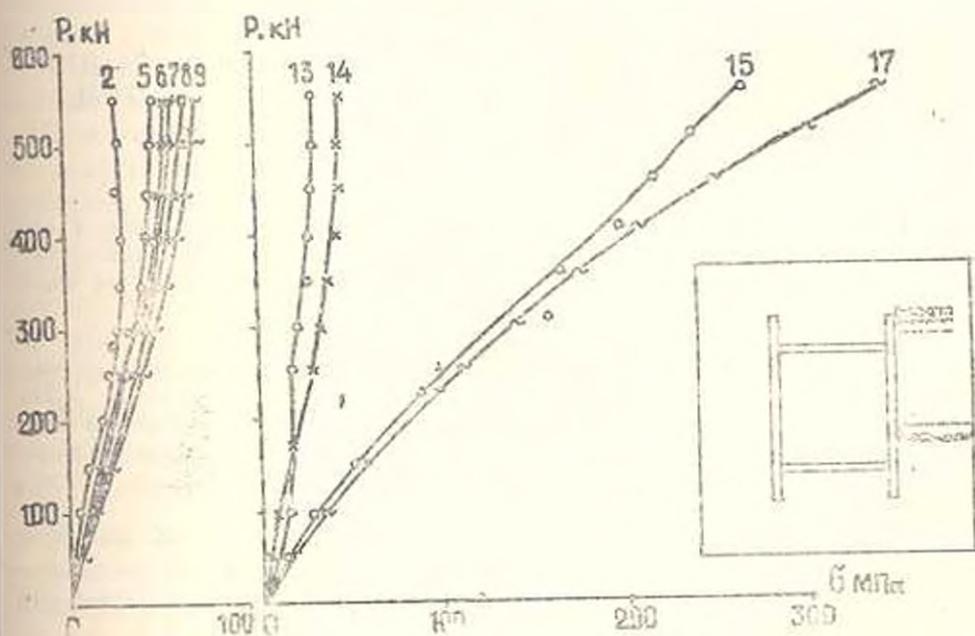


Рис 3. Зависимости напряжения рабочей арматуры плит серии ПП-2 от нагрузки.

Эксперименты показали, что для расчета прочности плит перекрытий на продавливание можно использовать формулу СН-451-72

$$P_{пр} \leq m_{пв} R_s b_{ср} h_c, \quad (1)$$

где $b_{ср}$ — средний параметр пирамиды продавливания, меньшее основание которой очерчивает внешний контур воротника, а боковые грани наклонены под углом 45° к горизонту; $m_{пв}$ — коэффициент, равный 0,75 для короткого и 0,6 для длинного воротника.

В наших экспериментах для коэффициента $m_{\text{кв}}$ было получено повышенное значение, равное 1,06. Так, для плиты серии ПГ1-2-1: $P_{\text{по}} = 700 \text{ кН}$, $b_{\text{ср}} = 4230 \text{ мм}$, $b_0 = 165 \text{ мм}$ и $R_p = 0,95 \text{ Н/мм}^2$.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Временные указания по проектированию гражданских зданий, возводимых методом подъема перекрытий и этажей: СН 451-72 — М.: Стройиздат, 1974. — 96 с.

ВІСЬКТИ

20. VI 1988

Изв АН Армении (сер. ТН), т XLIV, № 4, 1991, с 184—189

АВТОМАТИЗАЦИЯ И СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ

УДК 62.50

Р. Е. САРКИСЯН

АДАПТИВНЫЕ ЧЕЛОВЕКО-МАШИННЫЕ ПРОЦЕДУРЫ ДЛЯ ДИАЛОГОВЫХ СИСТЕМ. сообщение 1. МАРГИНАЛЬНЫЕ ОТНОШЕНИЯ ЗАМЕЩЕНИЯ И ПРОИЗВОДНЫЕ КРИТЕРИАЛЬНЫХ ФУНКЦИЙ ПО НАПРАВЛЕНИЮ

Получены новые соотношения для маргинальных отношений замещения в виде отношений производных критериальных функций по направлению. Обсуждается процедура вычисления коэффициентов относительной важности критериев на их основе.

Библиограф. 7 назв.

Բազմաշախտիչային չափարկման գործնական խնդիրների լուծման արդյունավետ մեթոդներից մեկը մարդ-մեքենայական ընթացակարգերի կիրառումն է, որը թույլ է տալիս տնօրինական և կազմակերպական բնույթի բարդ համակարգերի նախագծման, պլանավորման և կառավարման խնդիրների լուծման ընթացքում նախընտրելի վճիռների ձևավորման, հիմնավորման և ընդունման փուլերում չափադույն եղանակով համատեղել էՆՄ-ի հնարավորությունները մարդու կենսավործի և ներմրոնման հետ:

Այնպատանցում ըննարկված են շախտիչների կարևորության աստիճանն արտահայտող մեծությունների հաշվման նոր արտահայտություններ՝ կապված շախտիչային ֆունկցիաների ըստ ուղղության ածանցյալների հարաբերությունների հետ: Առաջարկված է այդ մեծությունների հաշվարկման գործնական սխեմա:

Большинство задач проектирования систем, планирования и управления сложными техническими и организационными комплексами имеет многокритериальную (многоцелевую) природу. Поэтому в формально-математическом плане при их решении мы имеем дело с задачей многокритериальной (векторной) оптимизации.

Прогресс компьютерной технологии совместно с достижениями вычислительной математики и методов оптимизации создали новую и более эффективную методологическую основу для решения таких задач в рамках проблемно-ориентированных диалоговых систем. Ос-

нову их составляют адекватные математические модели, полная и достоверная информация об объекте и условиях его функционирования, а также гибкие человеко-машинные (диалоговые, интерактивные) алгоритмы и процедуры для эффективного взаимодействия человека и ЭВМ в процессе поиска, формирования и обоснования принимаемых решений.

Значительный класс человеко-машинных процедур используют подход, основанный на идее последовательного выявления предпочтений лица, принимающего решения (ЛПР), одновременно с исследованием допустимого множества альтернатив для отыскания эффективных решений [1]. Такой подход придает процедурам ярко выраженные свойства адаптации и самообучения [2, 3].

В процедурах адаптивного типа значительная часть неформальной информации относится к важности критериев и оценке степени влияния их изменений на общую полезность исходов (ситуаций). Относительный характер такой оценки приводит к таким важным параметрам модели выбора, как маргинальные коэффициенты замещения между критериями. Прямое и точное оценивание их значений с помощью конечно-разностных аналогов [4] предъявляет весьма сильное требование к ЛПР и характеризуется как сложная операция по переработке ЛПР информации [5].

В настоящей работе получены новые соотношения для маргинальных коэффициентов замещения в виде отношения производных критеривальных функций по направлению. Для гладких задач производные по направлению заменяются скалярными произведениями градиентов соответствующих функций на вектор-направление. Такое представление существенно снижает степень сложности выполняемых ЛПР функций, предписываемых соответствующей человеко-машинной процедурой.

Пусть $x = (x_1, \dots, x_n)^T \in E^n$ — вектор конструктивных параметров системы, $D_x \subset E^n$ — множество возможных значений x , $f_i(x)$, $i = 1, \dots, m$ — критериальные функции, значения которых желательно максимизировать $u: E^m \rightarrow E^1$ — определенная на множестве оценок $U = \{f \in E^m | f = f(x), x \in D_x\}$ непрерывная монотонно возрастающая функция полезности, которая в явном виде не задана. Обозначим через $\nabla_x u$ и $\nabla_x f_i$ градиенты функции u в пространстве оценок и решений соответственно, $e = \nabla_x u / \|\nabla_x u\|$, $\|e\| = 1$. Будем предполагать, что $\exists \delta > 0$, $x^0 + ze \in D_x$, $z \in (0, \delta)$. Если выбрать критерий f_{j_0} в качестве опорного и разделить уравнение гиперплоскости $\nabla_x u^T (f(x) - f(x^0))$, касательной к поверхности $u(f_1, \dots, f_m) \subset e$ в точке $u^0 = f(x^0)$, на du/df_{j_0} (из-за монотонности u $du/df_{j_0} > 0$, $i = 1, \dots, m$), получаем выражение

$$\mu^T (f(x) - f(x^0)) = 0 \quad (1)$$

где $\mu = (\mu_{1j_0}, \dots, \mu_{mj_0})^T$, $\mu_{ij_0} = (du/df_{j_0}) / (du/df_{j_0})$ — маргинальный коэф-

коэффициент замещения между критерием f_i и опорным критерием f_{j_k} , отражающий относительную важность этих критериев в точке $x \in D_x$. Как следует из определения, векторы μ и $\nabla_{j_k} \mu$ коллинеарны, поэтому оценка μ позволит также оценить направление наивысшего роста функции $\mu(f(x))$ и $x^k \in D_x$. Учитывая перпендикулярность вектора $\nabla_{j_k} \mu$ к гиперплоскости $\nabla_{j_k} \mu^T (f(x) - f(x^k)) = c$ в точке $f^k \in F$, авторы [4] предположили два принципиальных подхода приближенной оценивания величин μ_{ij_k} . Один из них исходит из возможности установления с помощью ЛПР точных значений компенсирующих (возмещающих друг друга) изменений Δf_i и Δf_{j_k} критериев f_i и f_{j_k} , когда остальные критерии остаются неизменными. Тогда $\mu_{ij_k} \approx -\Delta f_i / \Delta f_{j_k}$,

$i = 1, \dots, m$. Второй путь основан на предположении о том, что по мнению ЛПР функция μ возрастает быстрее (при достаточно малых изменениях варьируемых критериев), если при изменении критерия f_{j_k} на δ_{j_k} единиц критерий f_i изменяется на δf_i единиц, в то время, когда остальные критерии остаются постоянными. В этом случае $\mu_{ij_k} \approx \delta f_i / \delta f_{j_k}$, $i = 1, \dots, m$, и отражают "идеальные пропорции" для желательных изменений критериев f_i, f_{j_k} , $i = 1, \dots, m, i \neq j_k$.

Для достаточно малого $\varepsilon > 0$ величина δf_i может быть представлена в виде

$$\delta f_i = f_i(x^k + \varepsilon e) - f_i(x^k), \quad i = 1, \dots, m. \quad (2)$$

Тогда отношения μ_{ij_k} , $i = 1, \dots, m$ примут вид

$$\mu_{ij_k} \approx \delta f_i / \delta f_{j_k} = \frac{f_i(x^k + \varepsilon e) - f_i(x^k)}{f_{j_k}(x^k + \varepsilon e) - f_{j_k}(x^k)}, \quad i = 1, \dots, m, \quad i \neq j_k. \quad (3)$$

Строгое равенство в (3), очевидно, будет иметь место при $\varepsilon \rightarrow 0+$, поэтому, переходя в (3) к пределу при $\varepsilon \rightarrow 0+$ (следовательно $\delta f_i, \delta f_{j_k} \rightarrow 0$), для μ_{ij_k} получаем выражение

$$\mu_{ij_k} = f'_i(x^k, \varepsilon e) / f'_{j_k}(x^k, \varepsilon e), \quad i = 1, \dots, m, \quad i \neq j_k, \quad (4)$$

где $f'_i(x^k, \varepsilon e) = df_i(x^k)/d\varepsilon = \lim_{\varepsilon \rightarrow 0+} (f_i(x^k + \varepsilon e) - f_i(x^k))/\varepsilon$ — производная функции $f_i(x)$ по направлению e в точке x^k , $i = 1, \dots, m$. Если $f_i(x)$, $i = 1, \dots, m$ определены на $D_x \subset E^n$, а x^k и e таковы, что $x^k + \varepsilon e \in D_x$, $\varepsilon \in (0, \delta)$, тогда функция $\varphi_i(\varepsilon) = f_i(x^k + \varepsilon e)$, $i = 1, \dots, m$ определена на $(0, \delta)$, причем имеет место [6]

$$\varphi'_i(\varepsilon) = f'_i(x^k + \varepsilon e) = df_i(x^k)/d\varepsilon, \quad i = 1, \dots, m, \quad \varepsilon \in (0, \delta). \quad (5)$$

При $\varepsilon = 0$ из (5) следует, что

$$\varphi'_i(0) = f'_i(x^k, \varepsilon e) = df_i(x^k)/d\varepsilon, \quad i = 1, \dots, m, \quad (6)$$

С учетом этого результата выражение (4) принимает вид

$$\mu_{ij_k} = \varphi_i'(0) \varphi_{j_k}'(0), \quad i = 1, \dots, m, \quad i \neq j_k. \quad (7)$$

Таким образом, маргинальные коэффициенты замещения выражаются через отношения производных критериальных функций по направлению. Можно их также интерпретировать как отношения скоростей изменения критериев вдоль направления e . Чем больше эта скорость, тем больше важность («вес», значимость) критериев по отношению к опорному критерию f_{j_k} .

Для произвольной точки $x(z) = x^0 + ze \in D_i$ величина μ_{ij_k} будет равна

$$\mu_{ij_k}(z) = \varphi_i(z) \varphi_{j_k}(z), \quad i = 1, \dots, m, \quad i \neq j_k, \quad z \in (0, z_0). \quad (8)$$

Исследование этой зависимости позволяет выявить характер взаимодействия критериев при движении вдоль направления e . Условия существования производных $\varphi_i(z) = df_i(x^0 + ze) de$ хорошо изучены [6]. В частности, если D_i — выпуклое множество и $\text{Int } D_i \neq \emptyset$ (внутренность D_i), то выпуклая функция $f_i(x)$ имеет производные по всем направлениям в точках $x^0 \in \text{Int } D_i$, следовательно, условия существования $\varphi_i(z)$ значительно слабее, чем условия дифференцируемости или даже непрерывности. Возможность использования субдифференциалов $df_i(x^0)$ основана на соотношении

$$df_i(x^0) = \max_{e \in S} c^T e, \quad i = 1, \dots, m. \quad (9)$$

Для дифференцируемых функций $f_i(x)$, $i = 1, \dots, m$ справедливо разложение

$$f_i(x^0 + ze) = f_i(x^0) + z \nabla f_i(x^0)^T e + o(|z| |e| |x(x^0, ze)|), \quad (10)$$

где $\text{Int } x(x^0, ze) = 0$ при $z \rightarrow 0+$, $\nabla f_i(x^0)$ — градиент $f_i(x)$, $|e|$ — норма вектора e . Из (10) путем несложных преобразований получаем

$$f_i'(x^0, ze) = df_i(x^0) de = \nabla f_i(x^0)^T e, \quad i = 1, \dots, m, \quad (11)$$

тогда выражение (4) принимает вид

$$\mu_{ij_k} = \nabla f_i(x^0)^T e / \nabla f_{j_k}(x^0)^T e, \quad i = 1, \dots, m, \quad i \neq j_k. \quad (12)$$

Пусть $s^i = \nabla f_i(x^0)$, $i = 1, \dots, m$. Так как $|e| = 1$ и $s^i T e = |s^i| \cos \theta_{i1}$, где θ_{i1} — угол между векторами s^i и e , из (12) получаем: $\mu_{ij_k} = \alpha \cos \theta_{i1} / \cos \theta_{j_k1}$, где $\alpha = |s^i| / |s^{j_k}|$. Когда угол θ_{ij_k} между векторами s^i и s^{j_k} стремится к 0 или π , величина μ_{ij_k} стремится к α , а когда θ_{ij_k} стремится к $\pi/2$, то $\mu_{ij_k} \approx \alpha / \tan \theta_{j_k1}$. Наконец, когда $D_x \subset E^1$, $\mu_{ij_k} = f_i'(x^0) /$

$f_{j_k}(x^k)$, т. е. маргинальные коэффициенты замещения превращаются в отношения производных функций по скалярному аргументу.

Как следует из определения ρ_{ij} , $i = 1, \dots, m$, для них имеют место условия: а) неотрицательности — $\rho_{ij} \geq 0$, $\forall i, j$; б) обратимости — $\rho_{ij} = \rho_{ji}^{-1}$, $\forall i, j$ и в) согласованности — $\rho_{ij} \rho_{jk} = \rho_{ik}$, $\forall i, j, k$. Интерпретируя ρ_{ij} как числовые выражения для представления количественных суждений относительно пары критериев (f_i, f_j) , $i, j = 1, \dots, m$ и используя метод Т. Саати [7], для вычисления коэффициентов относительной важности критериев ω_i , $i = 1, \dots, m$ получаем систему

$$\rho_{ij} \omega_j / \omega_i = 1 \dots \sum_{j=1}^m \rho_{ij} \omega_j = m \omega_i, \quad i = 1, \dots, m, \quad \sum_{i=1}^m \omega_i = 1 \quad (13)$$

или $M\omega = m\omega$ — в виде матричного уравнения, где $\omega = (\omega_1, \dots, \omega_m)^T$, а M — матрица порядка $(m \times m)$ с элементами ρ_{ij} , $i, j = 1, \dots, m$. Соотношение (13) представляет собой задачу на собственное значение. Ранг матрицы M равен единице, а число m является одним из ее собственных значений. Так как $\text{tr} M = \sum_{i=1}^m \rho_{ii} = \sum_{i=1}^m 1 = m$, где $\text{tr} M$ — след, а λ_i , $i = 1, \dots, m$ — собственные значения матрицы M , то одно из λ_i равно m , а две остальные равны нулю. Следовательно, ω есть собственный вектор, ассоциированный с собственным значением m . Решая систему (13), получаем коэффициенты ω_i , $i = 1, \dots, m$ как функции x^k и e . Если ρ_{ij} вычислены в точке $x(z) = x^k + ze$, то ω также будет зависеть от z , т. е. $\omega = \omega(z)$, $z \in (0, \delta)$ и отражает изменение важности критериев вдоль направления e .

Формализованная модель, основанная на приведенных результатах и содержащая корректную процедуру оценивания с помощью ЛПР разумных границ для величин ρ_{ij} , $i = 1, \dots, m$, позволяет разработать конструктивные методы решения практических многокритериальных задач в области проектирования, планирования и управления, наилучшим образом сочетающие в себе возможности компьютера с опытом и интуицией человека.

ЛИТЕРАТУРА

1. Рун Б. Проблемы и методы принятия решения в задачах с многими целевыми функциями // Сб. ст. Вопросы анализа и процедуры принятия решений. — М.: Мир, 1976. — С. 80—107.
2. Дубов Ю. А., Трошкин С. И., Якимец В. И. Многокритериальные модели формирования и выбора вариантов систем. — М.: Наука, 1986. — 294 с.
3. Растринин Л. А., Эйдух Я. Ю. Адаптивные методы многокритериальной оптимизации // Автоматика и телемеханика. — 1985 — № 1 — С. 5—26.

4. Джоффрион А., Дайер Дж., Файнберг А. Решение задач оптимизации при многих критериях на основе человеко-машинных процедур//Сб. ст.: Вопросы анализа и процедуры принятия решений.—М.: Мир, 1976.—С. 126—145.
5. Емельяков С. В., Таричев О. И. Многокритериальные методы принятия решений.—М.: Знание, 1985.—С. 32.
6. Васильев Ф. П. Численные методы решения экстремальных задач.—М.: Наука, 1988.—с. 550.
7. Саати Т. Взаимодействие в иерархических системах//Изв. АН СССР. Техн. кибернетика—1979.—№ 1.—С. 68—84.

ЕрПИ

20. XI. 1990

Изв. АН Армении (сер. ТН). XLIV. № 4, 1991, с. 189—193.

СИСТЕМЫ УПРАВЛЕНИЯ

УДК 621.314.24:621.337.1

А. К. КАРАПЕТЯН

ОСОБЕННОСТЬ ПРИМЕНЕНИЯ ШИМ В ЗАМКНУТОМ ПРИВОДЕ ПОСТОЯННОГО ТОКА

Приведен сравнительный анализ видов широтно-импульсной модуляции, применяемых в замкнутых электроприводах постоянного тока. Предлагается способ широтно-импульсной модуляции третьего рода, позволяющий при использовании в быстродействующем тиристорном электроприводе постоянного тока улучшить его динамические показатели.

Ил. 3. Библиогр.: 2 назв.

*Քերպում է համադրուած հոսանքի փակ շարժարկներում պատշաճորէն լայնութիւն ին-
տուլցիան մոլտըլցիայի (ՌՄ) տարատեսակների համեմատական վերլուծութիւնը: Առա-
ջարկվում է կրտորդ տեսակի (ՌՄ-ի մի նոր եղանակ, որը, կիրառվելով համադրուած հոսանքի
արագընթաց տիրոտորային էլեկտրաշարժարկում, հնարավորութիւն է տալիս բարելավել
երա ցուցանիշները:*

В ряде случаев к тиристорным электроприводам постоянного тока предъявляются жесткие требования по помехоустойчивости при условии сохранения высокого быстродействия системы регулирования. Для удовлетворения этого требования часто используются различные виды широтно-импульсной модуляции (ШИМ), обеспечивающие выделение полезной составляющей сигнала управления широтно-импульсного преобразователя без введения инерционных звеньев в канал управления. Необходимость ее выделения связана также с тем, что при широтно-импульсном регулировании в определенных значениях коэффициента заполнения преобразователя λ в замкнутой системе могут возникать автоколебания, что, в свою очередь, может привести к неработоспособности привода. Пульсации сигнала управления при этом могут быть также рассмотрены как периодические помехи. Появление автоколебаний связано в любом случае с повышением требований по быстродействию, которое достигается за счет

увеличения частоты среза системы регулирования. Использование фильтров нижних частот для подавления пульсаций на входе преобразователя снижает быстродействие системы в случае применения аperiodических звеньев и ухудшает качество переходного процесса при введении в канал управления фильтров высокого порядка со специальными видами амплитудно-частотных характеристик. Применение различных видов ШИМ позволяет частично решить эту задачу за счет малой величины временной задержки, не превышающей периода модуляции. Положительный результат при автоколебаниях дает также увеличение инерционности объекта регулирования с помощью дополнительных индуктивных элементов в цепи двигателя, однако это приводит к нежелательному увеличению массо-габаритных и стоимостных показателей электрооборудования.

Широтно-импульсную модуляцию, используемую в тиристорных приводах, можно разделить на следующие виды [1]: широтно-импульсную модуляцию первого рода—ШИМ—1 (рис. 1), при которой импульсы напряжения $u(t)$ модулируются в результате непосредственного сравнения сигнала управления $x(t)$ с опорным пилообразным сигналом $x_{оп}(t)$; ШИМ 2-го рода (ШИМ-2), когда ширина импульсов определяется абсолютным значением сигнала $x(t)$ в соответствующие тактовые моменты времени, и ШИМ 3-го рода (ШИМ-3), при которой ширина импульсов напряжения определяется значениями $x(t)$ в моменты времени, соответствующие серединам полученных импульсов.

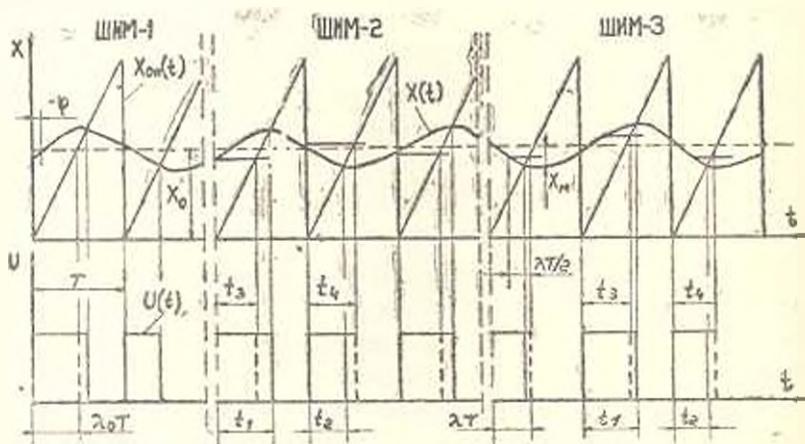


Рис. 1

Сущность применения ШИМ-2 и ШИМ-3 заключается в том, что производится выборка и запоминание сигнала управления $x(t)$ в промежутках между моментами его сравнения с $x_{оп}(t)$, в результате чего вносимая задержка сигнала равна величине времени от точки выборки до момента ее сравнения с опорным сигналом. Помехоустойчивость повышается за счет того, что сравнение происходит только с выбранными значениями сигнала управления и коммутация преоб-

разователя в эти моменты времени не оказывает влияния на процесс модуляции. При автоколебаниях выборки, произведенные в промежутках между моментами сравнения опорного сигнала с сигналом $x(t)$ при определенной фазе последнего, находятся ближе к среднему значению периодического сигнала управления (рис. 1), нежели точки его сравнения с $x_{\text{оп}}(t)$, что равнозначно частичному выделению полезной составляющей X_0 . В этом случае, при нарастании сигнала $x(t)$ местоположение точки выборки соответствует уменьшению длительности импульса напряжения (рис. 1), а при спадании — ее увеличению, что эквивалентно наличию в преобразователе отрицательной обратной связи, осуществляющей фильтрацию сигнала $v(t)$.

Эффект фильтрации при использовании ШИМ-2 и ШИМ-3 виден из рис. 1, где сплошной линией показаны импульсы $v(t)$ при ШИМ-1, а пунктирной — при ШИМ-2 и ШИМ-3. Нетрудно убедиться, что вносимая задержка τ при ШИМ-2 будет определяться выражением $\tau = \lambda_0 T$, а при ШИМ-3 — $\tau = 0,5 \lambda_0 T$. Здесь λ_0 — заданное значение коэффициента заполнения, определяемое величиной X_0 (в относительных единицах измерения амплитуда $X_{\text{оп}}(t) = 1$ и $\bar{X}_0 = \lambda_0$). Следует заметить, что при реализации быстрого действия влияние величины задержки на устойчивость системы к автоколебаниям более существенно, нежели показатели фильтрации ШИМ.

Фильтрующие показатели оцениваются с помощью коэффициента фильтрации [2], который определяется следующим образом. Допустим, имеет место автоколебательный процесс на частоте $f_{\text{рег}}/2$, показанный на рис. 1, где $f_{\text{рег}} = 1/T$. Изменение коэффициентов заполнения за период колебания сигнала $x(t)$ определяется выражениями

$$\Delta_{12} = |\lambda_1 - \lambda_2|, \quad \Delta_{34} = |\lambda_3 - \lambda_4|, \quad \text{где } \lambda_k = t_k/T \quad (k = 1, 2, 3, 4)$$

Коэффициент фильтрации: $K_\Phi = \Delta_{12} \Delta_{34}$. При колебаниях на более низких частотах величины Δ будут определяться разностью максимального и минимального значений λ за один период колебания сигнала управления.

На рис. 2 приведены зависимости K_Φ в функции фазы сигнала $x(t) = e$, рассчитанные при конкретных значениях $\bar{X}_u = 0,25$ и $\bar{X}_0 = 0,5$ по методике, изложенной в [2]. Кривая 1 представляет зависимость K_Φ при автоколебаниях на частоте $f_{\text{рег}}/2$ в случае применения ШИМ-2, а кривая 2 — при использовании ШИМ-3. Значение $\tau = 0$ соответствует пропорциональному регулятору. Как видно из рис. 2, в этом случае значения K_Φ , представленные кривой 1, намного превосходят значения K_Φ зависимости 2. Однако с увеличением τ зависимость K_Φ (кривая 1) падает, и то время как значения, представленные кривой 2, увеличиваются. Кроме того, при использовании ШИМ-3 величина τ в два раза меньше по сравнению с ШИМ-2, что позволяет при сохранении устойчивости к автоколебаниям получить большее значение контурного коэффициента усиления системы.

Помимо описанных выше видов ШИМ может быть рекомендована к использованию в приложениях постоянного тока широтно-импульсная модуляция, отличающаяся от ШИМ-3 тем, что выборка и запоминание сигнала $x(t)$ производится в момент времени, соответствующий середине импульса $u(t)$ в предыдущий период регулирования. В сравнении с ШИМ-3, например, при линейно изменяющемся сигнале управления, глубина фильтрации напряжения $u(t)$ имеет большее значение при нарастающем сигнале $x(t)$ и меньшее—при спадающем.

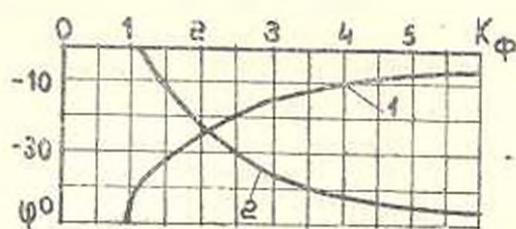


Рис. 2.

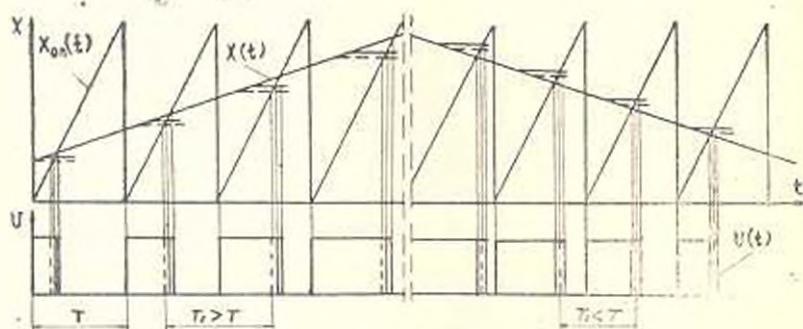


Рис. 3.

Сказанное иллюстрируется рис. 3, где сплошной линией показаны импульсы напряжения при ШИМ-3 и ШИМ-1, а пунктирной—при выборке сигнала $x(t)$ по предложенному методу. Преимущество такой разновидности ШИМ-3 проявляется при внешних возмущениях в приводе, например, со стороны нагрузки. При этом, в случае резкого возрастания тока якоря двигателя значение X_0 сигнала управления падает и уменьшение средней величины напряжения $u(t)$ происходит с большей скоростью, нежели при ШИМ-3. Причем, чем больше скорость изменения сигнала управления, тем глубже фильтрация при нарастании $x(t)$ и меньше—при его понижении. Увеличение глубины фильтрации при нарастании сигнала управления способствует уменьшению перерегулирования тока в переходном процессе. Расчеты, проведенные по [2] для этого случая, показали, что зависимость K_{ϕ} совпадает с кривой 2 (рис. 2) независимо от значений \bar{X}_m и \bar{X}_0 , что свидетельствует о преимуществе этого вида модуляции в сравнении с ШИМ-3.

Описанная разновидность ШИМ-3 была реализована в замкнутом тяговом электроприводе постоянного тока с двигателями типа ДК-263А общей мощностью 160 кВт при $f_{\text{выг}} = 400$ Гц ($T = 0,0025$ с) и $f_1 = 100$ кГц.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Слепов Н. Н., Драздов Б. В. Широтно-импульсная модуляция.—М.: Энергия, 1978.—192 с.
2. Косыкин О. А., Каралетян А. К. Анализ способа синхронной фильтрации управляющего сигнала в тяговых электроприводах с ИСУ/Автоматизация систем тягового привода и электроснабжения: Сб науч. трудов № 238.—М.: Моск. энерг. ин-т, 1990.—С. 38—44.

АрмНИИМАШ

20 IX 1990

Изв. АН Армении (сер. ТН), г. XLIV, № 4, 191, с. 193—200.

НАУЧНОЕ ПРИБОРОСТРОЕНИЕ

УДК 528.5

К. С. ГЮНАШЯН, Е. А. АЙРАПЕТЯН, В. А. МАРКАРЯН

ОТРАЖАТЕЛЬ ДЛЯ СВЕТОДАЛЬНОМЕРА ДВСД-1200

Рассматриваются особенности работы плоского зеркала, трипельпризмы или уголькяного отражателя и зеркально-линзового отражателей, предназначенных и качестве отражателя для высокоточного светодальномера ДВСД-1200. Приведены результаты измерений.

Ил. 5. Библиогр.: 4 назв.

Պատրվում են գերբարձր ճշտության ДВСД-1200 լուսանկալային համար նախատեսված հարմար հարկեր, անկյունային տեղադրանքի և հարկա-ստվածային անդրադարձի աշխատանքի ատանձնատեղեկները: Բերվում են փորձնական չափումների արդյունքները:

На отражатель высокоточного светодальномера, предназначенный для работы на коротких линиях длиной 100...300 м, устанавливаются следующие основные требования: максимальная отражательная способность при минимальных размерах; сохранение равномерной освещенности приемной зоны светодальномера при различных флуктуациях атмосферы и перепадах температуры; сохранение поляризации немодулированного и фазы модулированного света; концентрация интенсивности приемного луча. Для светодальномера без приемно-передающей оптики, каким является ДВСД-1200 [1], большинство указанных требований выполнимы известными отражателями как фокусирующее зеркало, трипельпризмы и зеркально-линзовые системы.

Работу этих отражателей следует рассмотреть для модулированного и немодулированного света, т. к. деполаризация в обоих случаях

может привести к нарушению или ухудшению работы светодальномера. Ниже рассматриваются особенности работы указанных отражателей.

1. *Фокусирующее зеркало.* Несмотря на трудности ориентации, существенное увеличение дальности измерения ДВСД-1200 можно обеспечить применением фокусирующего зеркала. Определение допусков на ориентацию отражателя в виде фокусирующего зеркала связано с наименьшим диаметром луча, которого можно получить в фокусе зеркала, и диаметром самого зеркала, обычно равного 120...150 мм. Для этого учитывается максимальная длина измеряемой линии и неплоскостность зеркала, обычно равная 10...15" и образующая рассеивание в отраженном свете удвоенное значение этого угла.

В известных светодальномерах отражателем возвращается 10...12% начальной интенсивности света. При лазерном источнике света с раскрывом луча $\varphi_1 = 6'$ величина D_{\max} определяется из отношения диаметра зеркала D_z к диаметру луча D_1 . На плоскости отражателя должно иметь место $D_z/D_1 \times 100 = 10\%$. С другой стороны $D_z = \varphi_2 D_{\max}/\rho$ или же $D_{\max} = D_z \rho / 0,1 = 850$ м. Учитывая потери света в пути, принимается $D_{\max} = 500$ м. По известным величинам $\varphi_{\text{фо}} = 3''$ и $D_{\max} = 500$ м определяется диаметр луча в фокусе зеркала $d = \varphi_{\text{фо}} \cdot D_{\max}/\rho = 70$ мм.

Чтобы с расстояния 500 м при диаметре зеркала, равного 150 мм, на светодальномере получить луч диаметром 70 мм, фокусное расстояние зеркала должно составить $F = \rho / 70 \varphi_1 \approx 40$ м. С расстояния 500 м ошибка ориентации зеркала на угол φ_0 может определяться из условия, при котором смещение луча на светодальномере должно быть меньше или равно половине диаметра приемного луча, т. е. $h \leq 2\varphi_0 D_{\max}/\rho \leq 0,5d$ или $\varphi_0 < 0,5d\rho/2D_{\max} \leq 8'$.

Получено, что погрешность ориентации фокусирующего зеркала при раскрыве лазерного луча $6'$ равна погрешности ориентации плоского зеркала, когда на него направляется параллельный пучок. А поскольку диаметр приемного канала светодальномера ДВСД-1200 намного меньше, чем диаметр луча в плоскости приема ($d_{\text{пр}}/d = 0,036$), то статистические изменения выходного сигнала фотоприемника при сцинтилляции приемного луча могут быть очень большими.

Измерения показали, что на линии длиной 150 м при разности температур на концах линии, равной 10...12°C, амплитуда колебаний светлых участков отраженного луча составляла 8...10 мм и временно полностью нарушалась работа светодальномера. Решением этого вопроса является применение приемной оптики диаметром, по меньшей мере равном 25...30 мм, или же фокусирующего отражателя зеркально-линзовой конструкции.

2. *Трипельпризма или уголковый отражатель.* Основным недостатком всех уголковых отражателей является сложность изготовления и большие потери интенсивности отраженного света, достигающие до

40% для поллой призмы при среднем коэффициенте отражения от одной плоскости, равном 0,85. Кроме того, имеются результаты [2], не рекомендуемые применение уголкового отражателя при поляризацйонной модуляции света, хотя в [3] на основе анализа поляризацйонных свойств уголкового отражателя показано, что в некоторых случаях их можно использовать.

Известно, что отражающие грани уголкового отражателя поворачивают плоскость поляризации света на одинаковые углы и в противоположных направлениях и при любой ориентации возвращают одинаковые интенсивности света [2, 3]. Поэтому на выходе приемной оптики, направленной по оси отраженного света, результирующий свет после анализатора эквивалентен воздействию света, отраженного от плоского зеркала, исходя из того, что световой поток принимается от всех участков рабочей апертуры отражателя.

В тех случаях, когда поляризацйонный светодальномер не имеет приемной оптики, а диаметр приемного отверстия (2,5...3 мм) намного меньше, чем рабочая апертура отражателя ($\varnothing \approx 50$ мм), имеется приемный поток света от одних участков апертуры отражателя. В таких случаях матричное решение для блок-схемы модуляции-демодуляции света на рис. 1 учитывает поворот эллипса поляризации источника света.

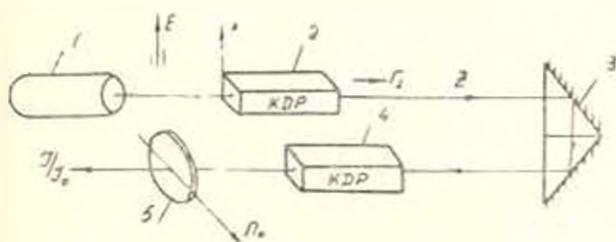


Рис 1

Матрица для уголкового отражателя определяется из выражения [4]

$$E_1 = M_2 \cdot E_2 = E_0 e^{i\alpha} \begin{pmatrix} 1 \\ 0 \end{pmatrix} = M_1 e^{i\alpha} \quad (1)$$

где E_1 — вектор Джонса для линейно поляризованного света, электрический вектор E которого колеблется в вертикальной плоскости XZ_1 (рис.1); E_0 и α — амплитуда и фаза вектора E ; E_2 — вектор Джонса для отраженной световой волны.

$$M_2 = \frac{\sqrt{E_x^2 + E_y^2}}{E_0} e^{i\left(\frac{\alpha_x - \alpha_y}{2} - \alpha\right)} \begin{bmatrix} \cos Re \frac{\beta_1}{2} & \sin Re \frac{\beta_1}{2} \\ \sin Re \frac{\beta_1}{2} & \cos Re \frac{\beta_1}{2} \end{bmatrix} \quad (2)$$

$R = \arctg(E_r/E)$, $\gamma = \delta_x - \delta_y$; E_x и E_y , δ_x и δ_y — компоненты амплитуды и фазы отраженной волны. Взаимное расположение основных векторов и фаз в выражении (2) показаны на рис. 2. Остальные матрицы оптических элементов блок-схемы на рис. 1 следующие:

$$M_{2,1} = \begin{bmatrix} \cos \frac{\Gamma_{1,2}}{2} & i \sin \frac{\Gamma_{1,2}}{2} \\ i \sin \frac{\Gamma_{1,2}}{2} & \cos \frac{\Gamma_{1,2}}{2} \end{bmatrix}, \quad M_3 = \begin{bmatrix} 0 & 0 \\ 0 & 1 \end{bmatrix}, \quad (3)$$

$M_{2,1}$ — матрицы модулятора-демодулятора света со сдвигами фазы модуляции Γ_1 и демодуляции Γ_2 , M_3 — матрица анализатора с горизонтальной осью пропускания света. Электрический вектор Джонса на выходе анализатора определяется решением уравнения для E_{out}

$$E_{out} = M_3 M_1 M_2 M_3 M_1. \quad (4)$$

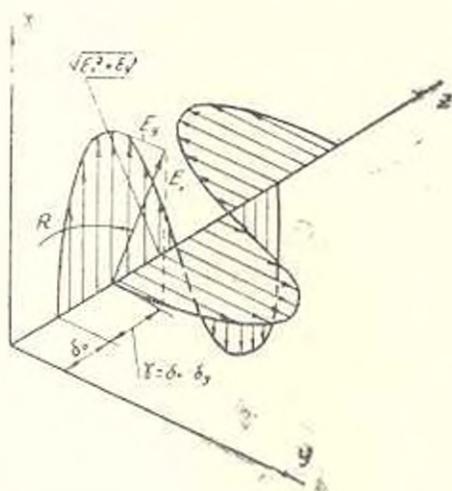


Рис. 2.

Общее решение уравнения (4) после переумножения матриц и перехода к интенсивности света $I = E E^*$ получим в виде

$$I = |1 - \cos 2R \cos(\Gamma_1 + \Gamma_2) + \sin 2R \sin(\Gamma_1 + \Gamma_2) \sin \gamma| A^2/2, \quad (5)$$

где $A = \sqrt{E_x^2 + E_y^2} e^{i(\frac{\delta_x + \delta_y}{2})}$

Решение (5) показывает, что влияние уголкового отражателя на отраженный свет существенно отличается от плоского зеркала.

Чтобы оценить степень поляризации приемного света, следует учитывать условие минимума демодулированного света $\Gamma_1 = -\Gamma_2$ и то, что $A^2 \rightarrow I_0$, а $\cos 2R = \cos 2\alpha \cos 2\beta$. Тогда из решения (5) получим

$$I/I_0 = |1 - \cos 2\alpha \cos 2\beta|/2, \quad (6)$$

где α — азимут большой оси эллипса отраженной волны, β — степень эллиптичности отраженного света.

Получено, что остаточный свет, величина которого может быть определена только экспериментально, не является результатом поляризационной модуляции света. Такой результат и независимость отношения I/I_0 от разности фаз γ указывает на то, что остаточный свет возникает в немодулированном свете. Это приводит к сдвигу рабочей точки модулятора-демодулятора света от нулевого положения модуляционной характеристики света, что приводит к уменьшению эффективности его модуляции независимо от величины напряжения на кристаллах. При наличии модуляции остаточный свет не меняется, т. е. при $\Gamma_1 + \Gamma_2 = \pi$ имеем

$$I/I_0 = [1 + \cos 2\alpha \cos 2\beta] / 2, \quad (7)$$

т. е. максимум света уменьшается настолько, насколько увеличивается минимум.

Импульсный режим модуляции света в светодальномере ДВСД-1200 позволяет на экране осциллографа следить за изменением амплитуды как модулированного, так и немодулированного света. Эксперименты показали:

а) в положении минимума света остаточного света и импульсе модуляции не наблюдается;

б) глубина модуляции или зависимость амплитуды импульса модуляции от изменения положения отражателя по сравнению с сигналом, когда отражателем является плоское зеркало, при одинаковых интенсивностях приемного света уменьшается на 10% для отражателя с внутренним отражением, на 5% — для отражателя, грани которого покрыты отражающим слоем, и на 3% — для отражателя в виде полной призмы (рис. 3);

в) остаточный свет наблюдается в немодулированном луче в таком же процентном соотношении, как и уменьшение модуляции света для каждого вида отражателя. Кроме того, чем меньше размеры углового отражателя, тем меньше остаточный свет.

3. *Зеркально-линзовый отражатель.* Для оценки особенности работы таких систем принято, что работа объектива диаметром $D_{об}$ не отличается от работы тонкой линзы. На эту линзу (рис. 4) направляется лазерный пучок с расходимостью φ_1 и фокусируется на зеркале 3, находящегося от фокальной плоскости объектива на расстоянии 2Δ . При установке плоского зеркала перпендикулярно к оптической оси объектива на плоскости 2, находящейся от фокусного расстояния на Δ , отраженные лучи после главной плоскости NN' объектива будут возвращаться на светодальномер параллельным пучком.

Параллельные лучи пересекутся с падающими на объектив лучами на расстоянии, равном фокусному расстоянию объектива от плоскости NN' . Если зеркало приблизить к объективу на величину

2Δ и установить в плоскости I на расстоянии F от плоскости NN' , то на светодономер направится расходящийся пучок под углом φ_2 . Если же зеркало установлено влево от плоскости I на некоторую величину, то все отраженные лучи должны проходить через точку M (рис. 4) и иметь расхождимость больше, чем φ_2 . На основе схемы прохождения лучей, построенных на рис. 3, можно написать

$$(\varphi_1 + \varphi_2)F = X = \Delta D_{00} - 2\Delta D_{00}: \quad \varphi_1 + \varphi_2 = \frac{2\Delta D_{00}}{F^2}, \quad (8)$$

точно так же

$$\varphi_1 - \varphi_2 = \frac{n\Delta D_{00}}{F^2} \quad \text{или} \quad \varphi_1 = \frac{\Delta D_{00}}{F^2}. \quad (9)$$



Рис. 3.

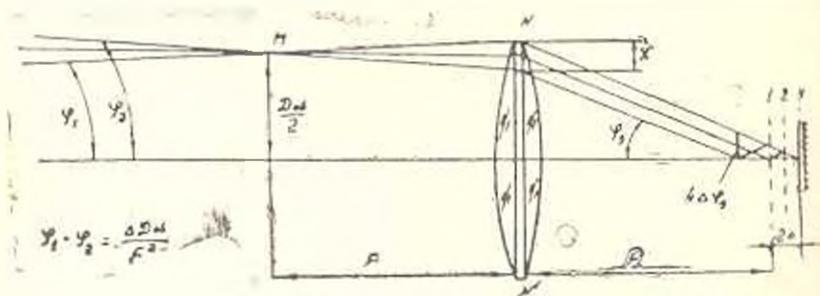


Рис. 4.

Последнее выражение указывает на то, что приемный луч можно фокусировать в том случае, когда на объектив поступает параллельный пучок света, а остальные выражения показывают возможность

фокусировки и расфокусировки приемного луча путем изменения расстояния между объективом и зеркалом. Уменьшение этого расстояния меньше, чем фокусное, соответствует работе отражателя на коротких линиях, когда интенсивность приемного луча без увеличения рассеивания окажется больше необходимой. При увеличении расстояния, когда интенсивность света недостаточна для работы светодальномера, расстояние между объективом и зеркалом нужно выбрать больше, чем фокусное.

При установке зеркала точно в фокусе объектива ($\Delta = 0$) расходимость приемных лучей сохраняется ($\varphi_1 = \varphi_2$) и наоборот, при смещении зеркала на расстояние 2Δ : $\varphi_1 = -\varphi_2$, т. е. лучи могут возвращаться сходимостью, равной расходимости. Величину Δ можно определить на основе выражения (9)

$$\Delta \approx 10 \rho F / \varphi, \quad (10)$$

где ρ — число секунд в радиане, $\alpha F / D_{\text{об}} \approx 10$ принято из условия, что суммарная абберация не превышает $10''$. При $2\varphi = 6'$ для лазерного луча величина Δ будет равна $\Delta = F \cdot 10^{-2}$.

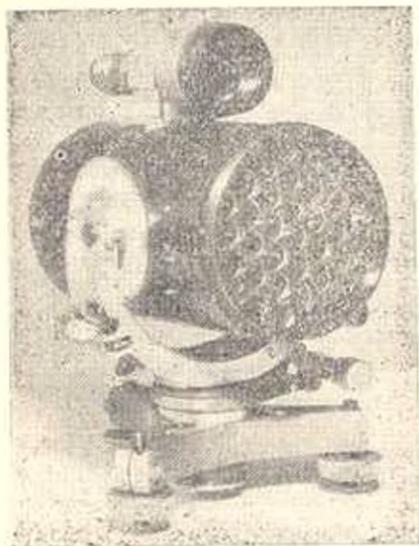


рис. 5

Чтобы определить величину Δ , необходимо иметь фокусное расстояние или диаметр объектива. При этом следует исходить из того, что необходимость в фокусировке возникает на линиях длиной 100 м и больше. При максимальной длине 500 м величина Δ увеличится в 5 раз. Учитывая, что при переходе от параллельного луча к фокусирующему под углом φ_1 фокусное расстояние увеличивается на 2Δ , то на 500 м фокусное расстояние составит 10Δ . Для объективов с фокусным расстоянием 200 мм имеем: $\Delta = 10^{-2} \cdot 200 = 2$ мм, а максимальное изменение фокусного расстояния составит 2 мм.

По этому принципу разработки новый малогабаритный отражатель на объективах диаметром $D_0 = 15$ мм и фокусным расстоянием 150 мм. Для такого отражателя (рис. 5) $\Delta = 1,5$ мм, а максимальное изменение фокусного расстояния составляет 15 мм. Количество объективов в новом отражателе определяется, исходя из максимального диаметра зеркала, равного 120... 150 мм.

Результаты экспериментов показали, что работа светодальномера сохраняется при ошибке ориентации отражателя, равной 1° . Интенсивность приемного света на линии длиной 500 м при работе с зеркально-линзовым отражателем в два раза больше, чем от фокусирующего зеркала. По мере увеличения измеряемого расстояния величина перемещения объективов в отношении зеркал уменьшается. Начиная с расстояния 100... 120 м, в приемном свете наблюдается сетка, состоящая из ярких и темных точек. По мере увеличения расстояния шаг сетки увеличивается тем больше, чем меньше диаметр объективов. На линиях 300... 350 м шаг сетки при $D_0 = 17$ мм равен 3... 3,5 мм. Это явление еще раз указывает на необходимость применения в светодальномере ДВСД-1200 приемной оптики.

Л И Т Е Р А Т У Р А

1. Вайнберг В. Я., Шаров Ф. В. Исследования макетов светодальномеров типа ДВСД-1200 с зеркальной коллимирующей системой // Издания и картография.— 1983.— № 4.— С. 17—20.
2. Об отражателях для светодальномеров с модуляцией света по полярности // И. Адрианова, Ю. Г. Корольев, В. В. Митрофанов и др. // Оптико-механическая промышленность.— 1972.— № 10.— С. 66—67.
3. Бондаренко И. Д., Ханюк Б. Ю. Применение тетраэдрических зеркальных отражателей в активных системах с модуляцией светового потока по полярности // Оптико-механическая промышленность.— 1976.— № 2.— С. 75—77.
4. Шерклифф У. Поляризованный свет.— М.: Мир, 1965.— 264 с.

ЕрНИ

20, XII, 1989

Изв. АН Армении (сер. ТН), т. XLIV, № 4, 1991, с. 200—203.

РАДИОЭЛЕКТРОНИКА

УДК 636.5.587

Р. А. СИМОНЯН, О. А. МАРТИРОСЯН

ДВУХКАНАЛЬНЫЙ ИСТОЧНИК ЭТАЛОННОГО ИЗЛУЧЕНИЯ В ДИАПАЗОНЕ ДЛИН ВОЛН

Описана система с двумя излучателями на основе макетов АЧТ. Схема термостатирования обеспечивает не только высокую точность термостатирования излучателей макетов АЧТ, но и высокую точность поддержания разности температур излучателей. Приведены функциональная схема системы и ее технические характеристики.

Лит. 1. Библиогр.: 3 изд.

Արտադրված է Երևանի Ճարտարապետական ինստիտուտի կողմից: Քերտակապատված է համակարգը ապահովում է, որ միայն Ճարտարապետական ինստիտուտի կողմից արտադրված մեծ ճշգրտությամբ, այսինքն ճարտարապետական ինստիտուտի կողմից արտադրված մեծ ճշգրտությամբ: Բարձր է նաև ստորին ճանաչողական սխեման և նրա տեխնիկական պայմանագրերը:

Обычно при калибровке приемников ИК-излучения, фотоприемных линеек, радиометрических устройств, а также при измерениях их параметров требуется наличие двух однотипных высокостабильных источников ИК-излучения [1]. Существующие источники не удовлетворяют этому требованию. В настоящей работе предложен высокостабильный универсальный двухканальный источник ИК-излучения.

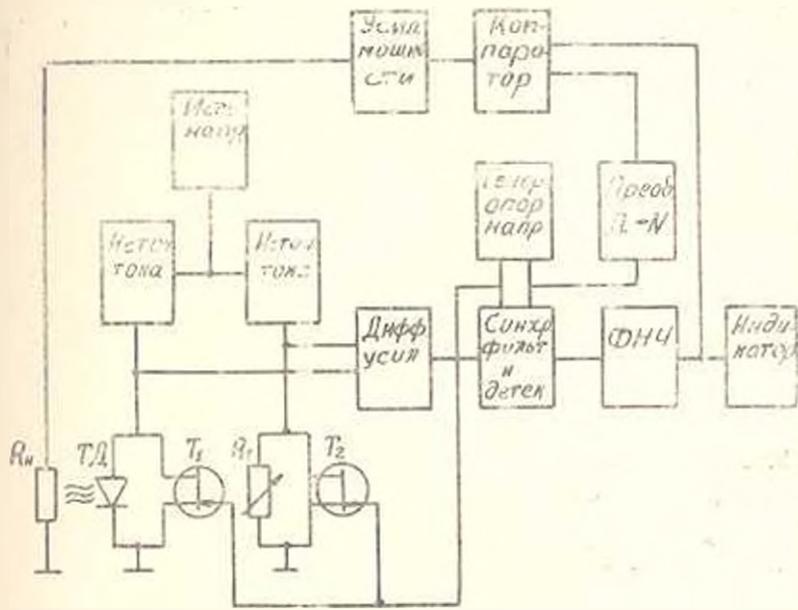


Рис. Функциональная схема блока термостатирования для одного канала

Функциональная схема цепи регулирования температуры для одного канала разработанного двухканального источника излучения приведена на рисунке. В качестве термодатчика для макета АКТ применен прямосмещенный р-п переход, питание которого осуществляется высокостабильным источником тока на основе преобразователя «напряжение-ток». Задатчик температуры выполнен на резисторе R_1 , питание которого также осуществляется от высокостабильного источника тока. Для исключения дрейфа обработка сигнала производится на переменном токе. Токи через термодатчик и задатчик температуры модулируются полевыми транзисторами T_1 и T_2 .

Усиленное разностное напряжение прямоугольной формы с выхода дифференциального усилителя преобразуется в напряжение постоянного тока синхронным фильтром и детектором. Выходное напряжение постоянного тока после фильтра низких частот поступает к од-

ному входу компаратора, ко второму входу которого поступает треугольное напряжение. В результате на выходе компаратора получается широтно-импульсно-модулированный (ШИМ) сигнал, т. е. чем больше величина напряжения на одном входе, тем больше ширина выходного импульса компаратора. После каскада усиления мощности, выполненного на транзисторе, работающем в ключевом режиме, ШИМ-сигнал управляет температурой макета АЧТ, определяемой датчиком.

Управление затворами транзисторов T_1 и T_2 и ключей синхронного детектора с синхронным фильтром осуществляется генератором опорного напряжения прямоугольной формы. Источник тока выполнен на основе преобразователя «напряжение-ток» на операционном усилителе, аналогично схеме, приведенной в [2].

В качестве источника питания использован двухступенчатый стабилизатор напряжения, в первой ступени которого применен компенсационный стабилизатор, а во второй ступени—параметрический стабилизатор на термокомпенсированном стабилитроне КС191Ф. В качестве дифференциального усилителя применена схема инструментального усилителя на трех операционных усилителях. Синхронный фильтр с синхронным детектором аналогичен схеме, приведенной в [3].

Фильтр низких частот реализован в виде однозвенного RC -контура и предназначен для фильтрации коммутационных помех от ключей синхронного фильтра с детектором. Компаратор напряжения выполнен на основе интегральной микросхемы К521СА2. Выходным напряжением компаратора управляет мощный составной транзистор КТ827А, работающий в режиме электронного ключа. В состав преобразователя прямоугольного сигнала в треугольное входят конденсатор, генератор тока и электронный ключ. При этом заряд конденсатора производится генератором тока, а разряд—ключевым элементом на полевом транзисторе, управление которого осуществляется короткими импульсами, сформированными из фронтов импульсов генератора опорного напряжения.

Для обеспечения одинакового температурного дрейфа и высокой стабильности разности температур в двух каналах питание токозадающих входов четырех генераторов тока (два для каждого макета АЧТ) осуществляется одним источником напряжения. Для обоих каналов используется один генератор опорного напряжения прямоугольной формы с двумя противофазными выходами.

Прибор собран в прямоугольном корпусе, внутри которого размещены все блоки, кроме излучателей, которые сделаны выносными и соединены с прибором кабелем. На лицевой стороне размещены цифровой задатчик температуры и излучающие диоды индикатора установления режимов. Прибор может работать в трех режимах соответственно положению переключателя режимов. В первом положении работает один из имитаторов АЧТ, во втором—второй имитатор, а в

третьем положении работают оба имитатора. В качестве материала для АЧТ применен графит марки РГВК. Полость АЧТ—цилиндрическая, завершающаяся конусом. Диаметр цилиндра—14 мм, длина—35 мм. Для установления датчика с противоположной стороны от излучающей полости сделана углубление. Расстояние между датчиком и излучающей поверхностью составляет примерно 5 мм. На цилиндрическую поверхность графитового стержня намотан нихромовый провод, являющийся нагревателем. Нагреватель от внешней среды изолирован асбошнуром.

Технические параметры разработанной системы следующие: диапазон регулировки температуры—от 30° до 100°С; точность термостабилизации—0,02°С; дискретность температурных точек, устанавливаемых задачиком—0,1°С; погрешность индукции установленных тепловых режимов—0,1°С; величина перерегулировки—1°С; габариты прибора—25 × 35 × 60 см³; масса прибора—7,5 кг.

ЛИТЕРАТУРА

1. Драгун В. Л., Филатов С. А. Тепловизионные системы в исследованиях тепловых процессов.—Минск: Наука и техника, 1989.—175 с.
2. Алексенко А. Т., Коломбет Е. А., Стародуб Г. И. Применение прецизионных аналоговых ИС.—М.: Радио и связь, 1981.—224 с.
3. Горшков Б. Н. Радиоэлектронные устройства.—М.: Радио и связь, 1985.—40 с.

Մ. Գ. Ստակիան, Ս. Ս. Մտցյանյան, Տ. Է. Զերյույան, Փոխանցելի մեխանիզմների լի- սեաների ճարտգալուծության համարակալին դեանտուրը ըստ հոգեամային քալ- քայման միակերի	155
Ա. Հ. Կասպալյան, Մ. Վ. Հաբուրյանյան, Բաղմասարման գլանաձև անդամայրի փո- րանդման հարաբերության լավարկմային տրոհումը	163
Ղ. Մ. Մուրադյան, Վ. Ա. Վաղանյան, Ամեամնային պողպատների սոցյր բարձր զերմաս- տիանային պայմաններում	169
Գ. Վ. Բաղյան, Ս. Ս. Հաբուրյանյան, Շ. Ս. Կուրբանյան, Զերմաստիանային քալ- տորի մերլումայրներ միամուլլ բեաննի և երկաթբեաննի կուսուցմայրների կոն- սակտային եղանակով սալաղման զեղրում	173
Ռ. Ա. Կախիյան, Կ. Ա. Սանոկյան, Բարձրաղման մեթոդով կուսուցմայր շենքերի միա- նուլլ երկաթբեաննի միջնարկային ծածկերի ներսզմուր	179
Մ. Ա. Վաղանյան, Հարմարվող հարկ-մեթոդային ռեկտակարդի երկաթուղային համա- կարգերի նամար. Հարդրարություն 1. Փոխարինումների սահմանային հարար- ությունները և շտապերային ֆունկցիաների անուցյալները սուս սղղության	181
Ա. Կ. Ստրալկայան, Հաստատուն նամակի մակ հարարներում ՎՄԻ կրտման սահման- նամակությունները	189
Կ. Հ. Հարապետյան, Շ. Ս. Կարգարյան, Անդրադարձի ԱՅՍԱ 1886 լուստնու- ցայի նամար	193
Ռ. Հ. Սիմոնյան, Օ. Ս. Սարգսյան, Այրների երկարության ինֆրակարմիր արդու- րի կառուցային ճանաչայման երկիպողային սղղրուր	200

СОДЕРЖАНИЕ

Մ. Գ. Ստակян, А. С. Мнацаканян, Т. Э. Джерушян, Расчеты динамики трещи- ностояности явлов передаточных механизмов по периодам устано- вочного разрушения	155
С. А. Гаввазян, М. В. Аветисян, Оптимизация разбивки передаточного от- ношения многоступенчатого цилиндрического редуктора	163
А. М. Меравазян, В. А. Маркисян, О получении упроченных сталей при вы- соких температурах	169
Г. В. Бидеян, С. А. Давтянцумян, Ш. А. Нурриджанян, Анализ температурных напелй при контактном нагреве монолитных бетонных и железобетон- ных конструкций	175
Գ. Ա. Կոտայան, Կ. Ա. Տախյան, Մոնիտինգ մոնոլիտային շենքերի քալ- քայմանը, ընդունելի մեթոդները	179
Բ. Ե. Տարգուրյան, Ընդունելի մեթոդները մոնոլիտային շենքերի քալ- քայմանը, ընդունելի մեթոդները	184
Ա. Կ. Կարսյան, Օրոշույթի կիրառումը ՍՊՄ-ի մոնիտինգային սղղրուրում ստանդարտային մեթոդներով	189
Կ. Ս. Գյուլայան, Ե. Ա. Կարսյան, Վ. Ա. Մարկիան, Օրոշույթի կիրառումը ստանդարտային մեթոդներով	193
Բ. Ա. Տիմոնյան, Օ. Ա. Սարգսյան, Այրների երկարության ինֆրակարմիր արդուրի կառուցային ճանաչայման երկիպողային սղղրուր	200